



**FAKULTA STROJNÍ
ZÁPADOČESKÉ
UNIVERZITY
V PLZNI**

Disertační práce

k získání akademického titulu doktor
ve studijním programu: Stavba strojů a zařízení

SNIŽOVÁNÍ MATERIÁLOVÉ A ENERGETICKÉ NÁROČNOSTI V OBLASTI VULKANIZAČNÍCH LISŮ

Ing. Petr Votápek

Školitel: Doc. Ing. Martin Hynek, Ph.D.

Plzeň, 2012

PODĚKOVÁNÍ:

Na tomto místě bych chtěl poděkovat všem, kteří mě v mém úsilí podporovali a podporují, zejména svému školiteli Doc. Ing. Martinu Hynkovi, Ph.D., všem ostatním kolegům a v neposlední řadě rodině a přátelům.

PROHLÁŠENÍ O AUTORSTVÍ

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě disertační práci, zpracovanou na téma „Snižování materiálové a energetické náročnosti strojů, pohonů a jejich příslušenství optimálním řešením jejich konstrukce s podporou moderních konstrukčních metod se zaměřením na oblast vulkanizačních lisů“.

Tato práce je zpracována dle požadavků Studijního a zkušebního řádu ZČU v Plzni, tj. obsahuje přehled o současném stavu problematiky, nové teoretické základy ověřené na aplikacích a celkové zhodnocení dosažených výsledků. Dále pak obsahuje seznam souvisejících publikací a literatury.

Prohlašuji, že jsem tuto práci vypracoval samostatně, s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce.

V Plzni dne: 30.3.2012

.....

podpis autora

UPOZORNĚNÍ:

Podle zákona o právu autorském č. 35/1965 Sb. (175/1996 Sb. ČR), § 17, zákona o vysokých školách č. 111/1998 Sb. je využití a společenské uplatnění výsledků práce, včetně uváděných vědeckých a výrobně-technických poznatků, nebo jakékoliv nakládání s nimi možné pouze na základě autorské smlouvy za souhlasu autora, autorů citovaných prací a Fakulty strojní Západočeské univerzity v Plzni.

ANOTACE

Hlavním cílem práce je výzkum možností snižování materiálové a energetické náročnosti tvářecích strojů, se zaměřením se na oblast vulkanizačních lisů. K přínosům patří vytvoření a verifikace metody pro simulace a analýzy rozložení teplotních polí na konstrukcích tvářecích strojů, pro realizaci rychlých a jednodušších výpočtů bez nutnosti provádět relativně složité a časově náročné exaktních získávání podobnostních čísel, to vše s dostatečným souladem s výsledky experimentálních měření.

K dalším přínosům práce patří výzkum v oblasti energetických toků při technologických operacích, tzn. vývoj metod, jenž umožňují definovat a analyzovat tyto operace a na jejich výsledcích vyvodit a definovat doporučení pro konstrukci.

Na základě výsledků komplexního přístupu v oblasti výzkumu materiálových a energetických úspor při konstrukci a provozu lisů byl zpracován koncepční návrh konstrukce jednokomorového vulkanizačního lisu s předepínacími bočnicemi. Tato koncepce se vyznačuje především sníženou hmotností pohybujících se komponent, vyvození a udržení uzavírací síly je zde řešeno zcela inovativním a zároveň jednoduchým mechanickým způsobem, čímž je zachována vysoká míra bezpečnosti proti náhlému odlehnutí lisovací formy

ANNOTATION

The main goal of this work was to research into ways of reducing material and energy demands of forming machines, with a focus on curing presses. The benefits of this work include creation and verification of methods for the simulation and analysis of the temperature distribution on forming machines and their structures, which allows quick and simple calculations without the need for relatively complex and time-consuming acquisitions of exact characteristic numbers, in good accordance with the results of experimental measurements.

Other contributions include research into energy flow in technological operations, i.e., development of methods that allow the definition and analysis of these operations and, with the help of the results and conclusions, define recommendations for construction.

The conceptual design of a single-chamber vulcanizing press with a pretensioning system of side panels was prepared based on the results of a comprehensive approach to the material and energy savings research in the construction and operation of the presses. This concept is characterized mainly by the reduced weight of the moving components. Generation and maintenance of the closing force is innovative and mechanically simple, thereby maintaining a high degree of safety against the sudden opening of a sealed press.

OBSAH

SEZNAM OBRÁZKŮ	7
SEZNAM TABULEK	14
SEZNAM ROVNIC	15
SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ.....	17
SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK	19
1 ÚVOD.....	20
1.1 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE	20
2 ENERGETICKÁ NÁROČNOST GUMÁRENSKÉ VÝROBY	21
2.1 BILANCE TEPELNÉHO TOKU VULKANIZAČNÍHO LISU	21
2.2 VÝPOČET DOBY TEMPERACE VULKANIZAČNÍ KOMORY.....	23
3 ŘEŠENÍ ÚLOH PŘENOSU TEPLA.....	25
3.1 PŘENOS TEPLA SÁLÁNÍM (RADIACÍ)	25
3.2 FOURIERŮV ZÁKON VEDENÍ TEPLA (KONDUKCE).....	26
3.3 NEWTONŮV VZTAH PRO PŘESTUPU TEPLA (KONVEKCI).....	27
3.4 STANOVENÍ SOUČINITELE PŘESTUPU TEPLA Z DERIVACÍ TEPLIT	28
3.5 MĚŘICÍ METODA PLIF.....	29
3.6 INTERFEROMETRICKÉ VYHODNOCENÍ PŘESTUPU TEPLA	30
3.7 URČOVÁNÍ SOUČINITELE PŘESTUPU TEPLA Z PODOBNOSTNÍCH ČÍSEL	34
3.8 ZJEDNODUŠUJÍCÍ PŘÍSTUP K ŘEŠENÍ ÚLOH PŘESTUPU TEPLA	38
4 MĚŘENÍ ROZLOŽENÍ TEPLA V TEPLA PŘI VULKANIZACI	40
4.1 BEZDOTYKOVÉ TERMOVIZNÍ MĚŘENÍ	40
4.1.1 Stanovení emisivity.....	40
4.2 DOTYKOVÉ MĚŘENÍ	40
4.3 VÝSLEDKY MĚŘENÍ.....	41
4.3.1 Výsledky bezdotykového termovizního měření	41
4.3.2 Výsledky dotykového měření.....	47
4.4 ZÁVĚRY Z MĚŘENÍ TEPLA V TEPLA PŘI VULKANIZACI	49
5 NUMERICKÉ ŘEŠENÍ PŘESTUPU TEPLA KRYTEM KOMORY – POROVNÁNÍ STÁVAJÍCÍ A OPTIMALIZOVANÉ KONSTRUKCE	50
5.1 DEFINICE AXISYMETRICKÉHO VÝPOČTOVÉHO MODELU.....	50
5.2 SROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ STÁVAJÍCÍHO A OPTIMALIZOVANÉHO PROVEDENÍ.....	55
5.3 ZÁVĚRY AXISYMETRICKÉHO VÝPOČTU PŘESTUPU TEPLA KRYTEM LISU	62

6	NUMERICKÉ ŘEŠENÍ OHŘEVU PNEUMATIKY.....	63
6.1	ÚVOD.....	63
6.2	MKP MODEL	63
6.3	TOPNÉ REŽIMY, MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI A OKRAJOVÉ PODMÍNKY	64
6.4	VÝSLEDKY ANALÝZ	71
6.5	ZÁVĚRY Z NUMERICKÉHO ŘEŠENÍ OHŘEVU PNEUMATIK.....	80
7	PROUDOVÉ ZATÍŽENÍ	81
7.1	ZAPOJENÍ MĚŘÍCÍ APARATURY	81
7.2	VÝSLEDKY MĚŘENÍ.....	82
7.3	POSOUZENÍ VYUŽITÍ REZERVY ASYNCHRONNÍHO MOTORU HLAVNÍHO POHONU.....	83
7.3.1	<i>Použitý elektromotor NORD 132M/4 –3 fázový asynchronní motor.....</i>	<i>83</i>
7.3.2	<i>Naměřené hodnoty odebíraného proudu.....</i>	<i>83</i>
7.3.3	<i>Výpočty z naměřených hodnotí pro jeden elektromotor</i>	<i>83</i>
7.3.4	<i>Výpočty momentové charakteristiky motoru</i>	<i>84</i>
7.4	ZÁVĚRY A DOPORUČENÍ.....	87
8	MKP ANALÝZA NĚKOLIKA VARIANT VULKANIZAČNÍHO LISU	88
8.1	VŠEOBECNÉ OKRAJOVÉ PODMÍNKY.....	89
8.2	VARIANTA CH_01 – PARNÍ KOMORA, EXCENTRICKÉ KOLO.....	91
8.2.1	<i>Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles.....</i>	<i>91</i>
8.2.2	<i>Výsledky MKP analýzy varianty CH_01</i>	<i>96</i>
8.2.3	<i>Závěry z analýzy varianty CH_01.....</i>	<i>103</i>
8.3	VARIANTA CH_02 – PARNÍ KOMORA, PEVNÉ BOČNICE, HYDRAULICKÉ VÁLCE	104
8.3.1	<i>Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles.....</i>	<i>104</i>
8.3.2	<i>Výsledky analýzy varianty CH_02.....</i>	<i>107</i>
8.3.3	<i>Závěry z analýzy varianty CH_02.....</i>	<i>109</i>
8.4	VARIANTA VL_90 – PARNÍ KOMORA, EXCENTRICKÉ KOLO, VLIV DOSEDACÍ VŮLE FORMY	110
8.4.1	<i>Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles.....</i>	<i>110</i>
8.4.2	<i>Výsledky analýzy varianty VL_90.....</i>	<i>113</i>
8.4.3	<i>Závěry z analýzy varianty VL_90</i>	<i>117</i>
8.5	VARIANTA VL_95 – SROVNÁNÍ POUŽITÍ PARNÍ KOMORY A TOPNÝCH DESEK	118
8.5.1	<i>Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles.....</i>	<i>118</i>
8.5.2	<i>Výsledky analýzy varianty VL_95.....</i>	<i>122</i>
8.5.3	<i>Závěry z analýzy varianty VL_95</i>	<i>125</i>
9	VULKANIZAČNÍ LIS S PŘEDEPÍNATELNÝMI BOČNICEMI (19)	126
9.1	OBLAST TECHNIKY	126
9.2	DOSAVADNÍ STAV TECHNIKY	126

9.3	PODSTATA NAVRŽENÉHO TECHNICKÉHO ŘEŠENÍ.....	126
9.4	PROVEDENÍ TECHNICKÉHO ŘEŠENÍ	127
9.5	VÝSTUP Z TECHNICKÉHO ŘEŠENÍ	129
10	ZÁVĚR	130
11	PUBLIKAČNÍ AKTIVITY	132
12	LITERATURA	134
13	POUŽITÝ SOFTWARE	136

SEZNAM OBRÁZKŮ

<i>Obr. 1 Tepelná bilance formy – Sankeyův diagram: A – kinetická energie, B – teplota formy, C – reaktivní teplo vulkanizace, D – teplota/chlazení formy, E – teplo ve výrobku, F – ztráty sáláním, G – ztráty tepla vedením a konvekcí (2).....</i>	<i>22</i>
<i>Obr. 2 Tepelná bilance formy</i>	<i>22</i>
<i>Obr. 3 Teplotní profil v tepelné mezní vrstvě</i>	<i>28</i>
<i>Obr. 4 Schéma experimentálního měření s pulsním laserem (6)</i>	<i>30</i>
<i>Obr. 5 Teplotní profil v tepelné mezní vrstvě (6).....</i>	<i>30</i>
<i>Obr. 6 Schéma holografického Machova - Zehnderova interferometru (7).....</i>	<i>31</i>
<i>Obr. 7 Fotografie interferometru se zorným polem o průměru 80 mm, který byl sestaven na FS VUT v Brně v roce 1978, viz (8) a (9).....</i>	<i>32</i>
<i>Obr. 8 Ukázka modelu štěrbin o šířce 8 mm a snímků interferometrických měření – nakloněný model štěrbin, viz (8) a (9).....</i>	<i>32</i>
<i>Obr. 9 Teplotní pole v nakloněné štěrbině při teplotě obou desek 51 °C a teplotě okolí 22 °C, viz (8) a (9).....</i>	<i>33</i>
<i>Obr. 10 Teplotní pole při teplotě povrchu levé desky 75°C, pravé desky 50 °C a okolí 22 °C viz (8) a (9)</i>	<i>33</i>
<i>Obr. 11 Skořepinová forma s odlitkem, viz (7).....</i>	<i>34</i>
<i>Obr. 12 Výstupy interferometrických měření na rotačně symetrické formě - Obr. 11.....</i>	<i>34</i>
<i>Obr. 13 Grafické srovnání vztahů definujících součinitel přestupu tepla přirozenou konvekcí podél svislé stěny (9)..</i>	<i>38</i>
<i>Obr. 14 Teplotní pole lisu VL90“, přední pohled</i>	<i>41</i>
<i>Obr. 15 Vulkanizační lis VL90“, přední pohled</i>	<i>41</i>
<i>Obr. 16 Teplotní pole lisu VL90“, zadní pohled</i>	<i>42</i>
<i>Obr. 17 Vulkanizační lis VL90“, zadní pohled.....</i>	<i>42</i>
<i>Obr. 18 Teplotní pole lisu VL95“, přední pohled</i>	<i>43</i>
<i>Obr. 19 Vulkanizační lis VL95“, přední pohled</i>	<i>43</i>
<i>Obr. 20 Teplotní pole lisu VL95“, zadní pohled</i>	<i>44</i>
<i>Obr. 21 Vulkanizační lis VL95“, zadní pohled.....</i>	<i>44</i>
<i>Obr. 22 Teplotní pole lisu VL100“, přední pohled</i>	<i>45</i>
<i>Obr. 23 Vulkanizační lis VL100“, přední pohled</i>	<i>45</i>
<i>Obr. 24 Teplotní pole lisu VL100“, zadní pohled.....</i>	<i>46</i>
<i>Obr. 25 Vulkanizační lis VL95“, zadní pohled.....</i>	<i>46</i>
<i>Obr. 26 Rozmístění měřených bodů na vulkanizačním lisu.....</i>	<i>47</i>
<i>Obr. 27 Rozmístění měřených bodů na parní komoře vulkanizačních lisů.....</i>	<i>48</i>
<i>Obr. 28 Rozmístění měřených bodů na vulkanizační komoře s topnými deskami</i>	<i>48</i>
<i>Obr. 29 Energeticky nejvýraznější tepelné mosty na vulkanizační komoře</i>	<i>49</i>
<i>Obr. 30 Teplotní okrajové podmínky zjednodušeného axisymetrického modelu (v pravé části části je zelenou barvou zvýrazněn řez skutečnou komonou parního vulkanizačního lisu)</i>	<i>50</i>

Obr. 31 Definice materiálu zjednodušeného axisymetrického modelu s vyznačením třech kritických oblastí, v nichž dochází k největším tepelným ztrátám.....	51
Obr. 32 Detail skladby náhradní mezní vrstvy (o tloušťce 4.5mm) tvořené deseti mezivrstvami, které se vyznačují zvyšující se tloušťkou a zvyšující se hodnotou tepelné vodivosti (v rozmezí hodnot 0.028 W/mK až 0.5 W/mK) ve směru od povrchu krytu (tj. +Y)	51
Obr. 33 Definice materiálu v horní oblasti – stávající provedení s obvodovým prstencem plného průřezu, který slouží k připevnění izolace a krycího plechu ke svařenci krytu parní komory	52
Obr. 34 Definice materiálu v horní oblasti – optimalizované provedení s fixačním prstencem otevřeného průřezu, do kterého je zespodu nasunuta obvodová izolace válcové části krytu	52
Obr. 35 Definice materiálu ve střední oblasti – stávající provedení kde oblast dosednutí horní části kruty na těsnící drážku je pouze překryta tenkým plechovým pásem.....	53
Obr. 36 Definice materiálu ve střední oblasti – optimalizované provedení, v němž je překryvný plechový pás nahrazen dutým profilem, který je vyplněn izolací	53
Obr. 37 Definice materiálu v dolní oblasti – stávající provedení s obvodovým prstencem plného průřezu, který slouží k připevnění izolace a krycího plechu k válcové části svařence krytu parní komory.....	54
Obr. 38 Definice materiálu v dolní oblasti – optimalizované provedení, kde je plný fixační prstenec nahrazen opět prstencem s otevřeným průřezem, do kterého je zasunuta izolace.....	54
Obr. 39 Rozložení teploty v horní oblasti krytu (oblast H1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 45) – stávající provedení.....	55
Obr. 40 Rozložení teploty v horní oblasti krytu (oblast H2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 46) – optimalizované provedení	55
Obr. 41 Rozložení teploty ve střední oblasti krytu (oblast S1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 47) – stávající provedení.....	56
Obr. 42 Rozložení teploty ve střední oblasti krytu (oblast S2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 48) – optimalizované provedení	56
Obr. 43 Rozložení teploty v dolní oblasti krytu (oblast D1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 49) – stávající provedení.....	57
Obr. 44 Rozložení teploty v dolní oblasti krytu (oblast D2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávání grafu povrchových teplot – viz Obr. 50) – optimalizované provedení	57
Obr. 45 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti H1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – stávající provedení, horní oblast.....	58
Obr. 46 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti H2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – optimalizované provedení, horní oblast.....	58
Obr. 47 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti S1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – stávající provedení, střední oblast.....	59

Obr. 48 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti S2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídáních uzlech) – optimalizované provedení, střední oblast.....	59
Obr. 49 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti D1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídáních uzlech) – stávající provedení, dolní oblast.....	60
Obr. 50 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti D2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídáních uzlech) – optimalizované provedení, dolní oblast.....	60
Obr. 51 Rozložení teploty na celé válcové části povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů, na ose Y s rozsahem od 55 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídáních uzlech) – srovnání stávajícího a optimalizovaného provedení.....	61
Obr. 52 Rozložení teploty na celé válcové části povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů, na ose Y s rozsahem od 55 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídáních uzlech) – srovnání stávajícího a optimalizovaného provedení.....	62
Obr. 53 CAD model segmentu pneumatiky.....	64
Obr. 54 CAD model segmentu pneu včetně formy a topných desek.....	64
Obr. 55 Identifikace použitých materiálových vlastností pro varianty 1,2,3.....	65
Obr. 56 Identifikace použitých materiálových vlastností pro variantu 4.....	66
Obr. 57 Okrajové podmínky pro stacionární úlohu varianty 1.....	67
Obr. 58 Okrajové podmínky pro nestacionární úlohu varianty 1.....	67
Obr. 59 Okrajové podmínky pro stacionární úlohu varianty 2.....	68
Obr. 60 Okrajové podmínky pro nestacionární úlohu varianty 2.....	68
Obr. 61 Okrajové podmínky pro stacionární úlohu varianty 3.....	69
Obr. 62 Okrajové podmínky pro nestacionární úlohu varianty 3.....	69
Obr. 63 Okrajové podmínky pro stacionární úlohu varianty 4.....	70
Obr. 64 Okrajové podmínky pro nestacionární úlohu varianty 4.....	70
Obr. 65 Průběhy teploty [°C] ve vybraných uzlech pneumatiky.....	71
Obr. 66 Průběhy teploty [°C] ve vybraných uzlech formy.....	72
Obr. 67 Rozložení teploty [°C] ve stacionární úloze (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	72
Obr. 68 Rozložení teploty [°C] ve stacionární úloze (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	73
Obr. 69 Rozložení teploty [°C] ve stacionární úloze (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	73
Obr. 70 Rozložení teploty [°C] formy v nestacionární úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	74
Obr. 71 Rozložení teploty [°C] formy v nestacionární úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	74
Obr. 72 Rozložení teploty [°C] formy v nestacionární úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	75

Obr. 73 Rozložení teploty [°C] formy v nestacionární úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	75
Obr. 74 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	76
Obr. 75 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	76
Obr. 76 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 1240s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	77
Obr. 77 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 1240s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	77
Obr. 78 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	78
Obr. 79 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	78
Obr. 80 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 4440s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo).....	79
Obr. 81 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v nestacionární úloze v čase 4440s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo).....	79
Obr. 82 Zapojení měřící aparatury v rozvodné skříni.....	81
Obr. 83 Detail zapojení měřících kleští	81
Obr. 84 Zaznamenané průběhy elektrického proudu [A] hlavního pohonu a hydraulického agregátu	83
Obr. 85 Momentová charakteristika asynchronního motoru	85
Obr. 86 Varianta CH_01	90
Obr. 87 Varianta CH_02	90
Obr. 88 Varianta VL_90	90
Obr. 89 Varianta VL_95	90
Obr. 90 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – vlivem symetrie je řešena jen polovina modelu	91
Obr. 91 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější) – vlivem symetrie je řešena jen polovina modelu	91
Obr. 92 Definice okrajových podmínek (pohled vnější).....	92
Obr. 93 Definice okrajových podmínek (pohled vnitřní) – detail parní komory	92
Obr. 94 Definice materiálů (pohled vnější)	93
Obr. 95 Definice materiálů (pohled vnitřní) – detail parní komory.....	93
Obr. 96 Definice deformovatelných kontaktních těles – dosedací vůle mezi oběma díly forma_TOP a forma_BOTTOM je zde nastavena na 0.5 mm.....	94
Obr. 97 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail těsnící drážky parní komory, přesah těsnění vůči dorazu krytu je 1 mm.....	94
Obr. 98 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail spojení táhla a čepu.....	95
Obr. 99 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail uložení hřídele excentrického kola.....	95

Obr. 100 Posuvy [mm] v čase „Inc: 10“, tj. při přitažení krytu komory směrem dolů o 0.6mm	96
Obr. 101 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 20“, tj. při přitažení předepnutí táhla silou 4500 kN	97
Obr. 102 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“, tj. po natlakování formy i krytu parní komory	97
Obr. 103 Posuvy [mm] ve směru Y v čase „Inc: 20“, tj. při přitažení předepnutí táhla silou 4500 kN (deformace jsou zvětšeny 200x)	98
Obr. 104 Posuvy [mm] ve směru Y v čase „Inc: 30“, tj. po natlakování formy i krytu parní komory (deformace jsou zvětšeny 200x)	98
Obr. 105 Kontaktní plocha v místě dosednutí horní poloviny formy v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů, které jsou v kontaktu s příslušným protikusem)	99
Obr. 106 Kontaktní plocha v místě dosednutí horní poloviny formy v čase „Inc: 30“ (je dobře patrné, že nedojde ani k lokálnímu odlehnutí formy v důsledku zavedení tlakové páry)	99
Obr. 107 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění i těsnicí drážky, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)	100
Obr. 108 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ (je jasně patrné, že po natlakování je kontakt zachován pouze mezi vlastním těsněním a horním dílem krytu)	100
Obr. 109 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (pohled vnitřní) – z hlediska napětí se jako problematický svařenec jeví pouze horní příčnice)	101
Obr. 110 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (pohled vnější)	101
Obr. 111 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – detail horního příčnice, kde vnitřní rohy otvorů představují napětově kritická místa	102
Obr. 112 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – oblast spoje čepu a excentrického kola je z hlediska napětí dalším kritickým místem	102
Obr. 113 Posuvy [mm] ve směru Z v čase „Inc: 30“ – průhyb táhla způsobený ohybem jednostranně vetknutých čepů nepředstavuje žádný problém (deformace jsou zvětšeny 50x)	103
Obr. 114 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – spodní část komory je zvedána hydraulickými válci	104
Obr. 115 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější) – bočnice je připojena čepy k rámu	104
Obr. 116 Definice okrajových podmínek (pohled vnější)	105
Obr. 117 Definice okrajových podmínek (pohled vnější) – tlak ve válcích vyvine svislou sílu 4500 kN na polovině modelu	105
Obr. 118 Definice deformovatelných kontaktních těles (pohled vnější)	106
Obr. 119 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail parní komory a hydraulických válců	106
Obr. 120 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění i těsnicí drážky, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)	107
Obr. 121 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)	107
Obr. 122 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – kromě horního příčnice by bylo vhodné upravit také konstrukci stolu pod hydraulickými válci	108

Obr. 123 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ – oblast pouzdra pro čep je potenciálním kritickým místem	108
Obr. 124 Posuvy [mm] ve směru Z v čase „Inc: 30“– díky příznivějšímu způsobu spojení táhla a příčnicku je výsledný průhyb táhla minimální (deformace jsou zvětšeny 50x).....	109
Obr. 125 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnitřní).....	110
Obr. 126 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnější).....	110
Obr. 127 Definice okrajových podmínek (pohled vnější) – předepnutí táhla silou 4500 kN je opět realizováno speciální vazbou místě rozpůlení táhla.....	111
Obr. 128 Definice okrajových podmínek (pohled vnější).....	111
Obr. 129 Definice deformovatelných kontaktních těles (pohled vnitřní).....	112
Obr. 130 Definice deformovatelných kontaktních těles – byly řešeny 3 případy dosedací vůle formy, jejíž konkrétní velikost ovlivní pouze rozsah kontaktních ploch v těsnící drážce.....	112
Obr. 131 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.8 mm.....	113
Obr. 132 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.8 mm.....	113
Obr. 133 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.5 mm.....	114
Obr. 134 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.5 mm.....	114
Obr. 135 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.3 mm.....	115
Obr. 136 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.3 mm.....	115
Obr. 137 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ – horní příčnick není již u této varianty napěťově kritický	116
Obr. 138 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ – ani oblast kolem zesílených čepů není napěťově kritická.....	116
Obr. 139 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ – (deformace jsou zvětšeny 50x).....	117
Obr. 140 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnější) – provedení lisu VL_95 s parní komorou	118
Obr. 141 145 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnější).– provedení lisu VL_95 s topnými deskami	118
Obr. 142 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnitřní) – provedení lisu VL_95 s parní komorou.....	119
Obr. 143 Definice dílů a tlouštěk (pohled vnitřní) – provedení lisu VL_95 s topnými deskami.....	119
Obr. 144 Definice okrajových podmínek (parní komora) – předepnutí táhla silou 4500 kN.....	120
Obr. 145 Definice okrajových podmínek (topné desky) – předepnutí táhla silou 3000 kN.....	120
Obr. 146 Definice okrajových podmínek (parní komora) – tlaková pára ve formě i v krytu komory.....	121
Obr. 147 Definice okrajových podmínek (topné desky) – tlaková pára pouze uvnitř formy.....	121

<i>Obr. 148 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ (parní komora) – nevhodně umístěné otvory v příčnicku způsobují u této varianty vznik napěťově kritické oblasti</i>	<i>122</i>
<i>Obr. 149 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ (topné desky) – díky nižšímu namáhání táhla a příčnicku je napětí v kritické oblasti příčnicku výrazně sníženo</i>	<i>122</i>
<i>Obr. 150 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ (parní komora) – okolí spojení čepů s příslušnými díly představují napěťově kritické oblasti</i>	<i>123</i>
<i>Obr. 151 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa]v čase „Inc: 30“ (topné desky) – díky menšímu předepnutí táhla je napětí v kritických oblastech kolem čepů příčnicku výrazně sníženo</i>	<i>123</i>
<i>Obr. 152 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ (parní komora) – vzájemné přiblížení čepů o 5,7 mm odpovídá požadované předepínací síle v táhlu 4500 kN</i>	<i>124</i>
<i>Obr. 153 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ (topné desky) - vzájemné přiblížení čepů o 4.1 mm odpovídá požadované předepínací síle v táhlu 3000 kN</i>	<i>124</i>
<i>Obr. 154 Ukázka výkresu topné desky</i>	<i>125</i>
<i>Obr. 155 Ukázka zjednodušené reprezentace poloviny topné desky ve výpočtovém 3D modelu</i>	<i>125</i>
<i>Obr. 156 Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi v otevřeném stavu</i>	<i>128</i>
<i>Obr. 157 Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi v zavřeném stavu</i>	<i>129</i>

SEZNAM TABULEK

<i>Tabulka 1 Srovnání vztahů definujících součinitel přestupu tepla přirozenou konvekcí podél svislé stěny (9)</i>	<i>36</i>
<i>Tabulka 2 Naměřené teploty na vulkanizačních lisech</i>	<i>47</i>
<i>Tabulka 3 Naměřené teploty na vulkanizačních komorách</i>	<i>48</i>
<i>Tabulka 4 Vypočtené stacionární tepelné toky jednotlivými oblastmi a celou válcovou částí vnějšího opláštění krytu vulkanizačního lisu (výpočet byl proveden podle vzorce (3 - 28), v němž byly uvažovány hodnoty $T_{\infty}=40$ ° C a $\alpha=50$ W/m² K (13))</i>	<i>61</i>
<i>Tabulka 5 Použité materiálové vlastnosti</i>	<i>63</i>
<i>Tabulka 6 Řešené varianty podle způsobu vyhřívání pneumatiky</i>	<i>64</i>

SEZNAM ROVNIC

Rovnice (2 - 1).....	21
Rovnice (2 - 2).....	21
Rovnice (2 - 3).....	23
Rovnice (2 - 4).....	23
Rovnice (2 - 5).....	23
Rovnice (2 - 6).....	24
Rovnice (2 - 7).....	24
Rovnice (2 - 8).....	24
Rovnice (2 - 9).....	24
Rovnice (2 - 10).....	24
Rovnice (3 - 1).....	25
Rovnice (3 - 2).....	26
Rovnice (3 - 3).....	26
Rovnice (3 - 4).....	26
Rovnice (3 - 5).....	26
Rovnice (3 - 6).....	26
Rovnice (3 - 7).....	26
Rovnice (3 - 8).....	26
Rovnice (3 - 9).....	27
Rovnice (3 - 10).....	27
Rovnice (3 - 11).....	27
Rovnice (3 - 12).....	28
Rovnice (3 - 13).....	29
Rovnice (3 - 14).....	29
Rovnice (3 - 15).....	29
Rovnice (3 - 16).....	29
Rovnice (3 - 17).....	34
Rovnice (3 - 18).....	35
Rovnice (3 - 19).....	35
Rovnice (3 - 20).....	35
Rovnice (3 - 21).....	35
Rovnice (3 - 22).....	35
Rovnice (3 - 23).....	36
Rovnice (3 - 24).....	36
Rovnice (3 - 25).....	38
Rovnice (3 - 26).....	38

<i>Rovnice (3 - 27)</i>	38
<i>Rovnice (3 - 28)</i>	39
<i>Rovnice (7 - 1)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 2)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 3)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 4)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 5)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 6)</i>	84
<i>Rovnice (7 - 7)</i>	85
<i>Rovnice (7 - 8)</i>	85
<i>Rovnice (7 - 9)</i>	85
<i>Rovnice (7 - 10)</i>	85
<i>Rovnice (7 - 11)</i>	85
<i>Rovnice (7 - 12)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 13)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 14)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 15)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 16)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 17)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 18)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 19)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 20)</i>	86
<i>Rovnice (7 - 21)</i>	86

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

<i>symbol</i>	<i>jednotka</i>	<i>význam</i>
<u>Konstanty</u>		
g	$m \cdot s^{-2}$	gravitační zrychlení
σ	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$	Stefan-Boltzmanova konstanta
<u>Jednoduché proměnné</u>		
α_p	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$	součinitel přestupu tepla
α_s	$W \cdot m^{-2}$	součinitel přestupu tepla sáláním mezi tělesem a okolím
α_R	K^{-1}	teplotní součinitel elektrického odporu
β_x	$^\circ$	úhel tečny s osou Y v teplotním profilu
$c_{1,2}$	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$	součinitel vzájemného sálání
c_p	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	měrná tepelná kapacita
$\cos \varphi$	–	účinnost asynchronního elektromotoru
$\cos \varphi_{zv}$	–	účinnost asynchronního elektromotoru v okamžiku zvratu
D	m	charakteristický rozměr tělesa
δ	m	tloušťka stěny
δ_x	m	tloušťka mezní vrstvy
ε	–	emisivita skutečného tělesa
Gr	–	Grashofovo číslo
I	A	elektrický proud
μ	–	mechanická účinnost asynchronního elektromotoru
μ_{zv}	–	mechanická účinnost asynchronního elektromotoru v okamžiku zvratu
L	m	délka
η	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$	dynamickou viskozitou
η_f	–	ztráty při vyhřívání formy
m	kg	hmotnost
M	N · m	krouticí moment
n_N	min^{-1}	jmenovité otáčky
n_S	min^{-1}	synchronní otáčky magnetického točivého pole
n_{kz}	min^{-1}	otáčky asynchronního elektromotoru v okamžiku zvratu
Nu	–	Nusseltovo číslo
λ	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	součinitel tepelné vodivosti
P	–	výkon
Pr	–	Prandtlovo číslo

\dot{q}	$W \cdot m^{-2}$	hustota tepelného toku
Q	J	teplo
\dot{Q}	W	tepelný tok
Ra	–	Reynoldsovo číslo
ρ	$kg \cdot m^{-3}$	hustota látky
R	Ω	elektrický odpor vodiče
S_n	–	jmenovitý skluz
S_k	–	skluz momentu zvratu
S	m^2	obsah průřezu, plocha
T	K, °C	teplota
ΔT	K	gradient teploty
τ	s	čas
ν	$m^2 \cdot s^{-1}$	kinematická viskozita
V	m^3	objem

Kartézské souřadnice

x	m
y	m
z	m

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

<i>symbol</i>	<i>význam</i>
CAD	Computer Aided Design
CCC	Charge-Coupled Devices
HMH	Huber, von Mises, Hencky
MKP	metoda konečných prvků
PLIF	Planar Laser Induced Fluorescence
pH	potential of hydrogen - vodíkový exponent
VL	vulkanizační lis

1 ÚVOD

Žijeme v době, kdy jsme svědky rostoucí snahy o kontinuální zvyšování kvality a zároveň snižování výrobních nákladů koncových produktů. Tento proces se fakticky promítá do všech etap životního cyklu finálního produktu. Jednou ze stěžejních fází, jenž má zásadní vliv na výslednou konkurenceschopnost produktu, je etapa výroby produktu.

Pro seriózní posouzení možností snižování materiálových a energetických náročností výrobních strojů a jejich příslušenství je nezbytně nutné provést analýzu rozhodujících vlivů, které mají přímou souvislost s ekonomičností výroby a identifikovat možné způsoby snižování materiálové a energetické náročnosti. V mé práci jsem se konkrétně soustředil na oblast vulkanizačních lisů. Oblast vulkanizačních lisů je oborově specifická, avšak technicky rozmanitá v kontextu konstrukčních a provozních řešení lisů.

Výroba v oblasti gumárenství se vyznačuje relativně vysokou energetickou náročností hlavně z důvodu dodržení striktních technologických požadavků, kdy je nutno zejména zajistit technologickou kázeň při procesu vulkanizace z pohledu nastavení a udržení teploty, tlaku a sčerné síly během celého procesu za předpokladu vysoké spolehlivosti a bezpečnosti provozu. Obzvláště při výrobě velkých pneumatik pro stavební a zemědělské stroje trvá proces vulkanizace vlastní pneumatiky řádově desítky minut.

1.1 Cíle disertační práce

Tématem předkládané disertační práce je: „Snižování materiálové a energetické náročnosti strojů, pohonů a jejich příslušenství optimálním řešením jejich konstrukce s podporou moderních konstrukčních metod se zaměřením na oblast vulkanizačních lisů.“

Dílčí cíle disertační práce jsou:

1. Navrhnout a definovat vhodné výpočtové postupy a metody, kterými bude možno analyzovat rozložení teplotních polí v konstrukcích a vyhodnotit tepelné ztráty.
2. Výzkum v oblasti rozložení teplotních polí při vulkanizaci, tzn. vývoj metod, jenž umožňují definovat a analyzovat tyto operace a vyvodit doporučení pro konstrukci. Tyto metody verifikovat na reálné úloze.
3. Analyzovat možnosti energetických úspor ověřením vhodnosti výběru pohonů při zajištění funkčnosti vulkanizačních lisů a případně navrhnout konstrukční změny vedoucí ke snížení energetické náročnosti provozu lisů.
4. Z pevnostního a tuhostního pohledu identifikovat kritická místa konstrukce různých variant vulkanizačních lisů a najít možnosti materiálových úspor.
5. Na základě provedených měření, rozborů a analýz definovat doporučení pro praktické aplikace a využití.

2 ENERGETICKÁ NÁROČNOST GUMÁRENSKÉ VÝROBY

2.1 Bilance tepelného toku vulkanizačního lisu

Vulkanizační forma je předeřtává na vulkanizační teplotu. Její tepelná kapacita je obvykle dimenzována podle velikosti a objemu vulkanizovaného výrobku. V průběhu vulkanizačního cyklu a případně i během lisovacího cyklu se částečně mění.

Teplota vulkanizace se pohybuje nejčastěji v rozmezí teplot 130 až 170°C. Při použití ultra urychlovačů i pod 100°C. Při vulkanizaci v kovových formách může být zdrojem tepla pára i elektrická energie. Zdrojem tlaku je pak samotná vstříkovací jednotka, ale také roztažnost materiálu. Tepelné technologické podmínky vychází z akumulace tepla ve stroji a ve formě (vyhřívání formy, vyhřívání kaučukové směsi na vulkanizační teplotu) - (1)

Tepelnou bilanci vulkanizačního lisu lze zjednodušeně definovat a to např. tak, jak je uvedeno na Obr. 1. Z něho je patrné, že do zpracovatelského procesu vstupuje teplo akumulované v surové pneumatice (green tyre), teplo akumulované ve stroji a teplo vznikající v procesu vulkanizace chemickou přeměnou, teplo vznikající v procesu tváření (lisování tlakem média do tvarové formy) a teplo z temperančních zařízení. Tyto tepelné toky se bilančně rovnají tepelnému toku odváděnému při (někdy používaném) chlazení lisu před jeho otevřením, teplu obsaženému v hotové pneumatice, ztrátovému tepelnému toku při otevření formy, ztrátovému tepelnému toku přestupem z lisu do okolí vedením (přímým kontaktem vulkanizační formy s upínacími deskami stroje), sáláním a konvekcí. Podíl jednotlivých složek je různý a závisí zejména na provozní teplotě a rozměrech formy. Odvod tepla vedením lze výrazně snížit vložením vhodných tepelně izolačních desek mezi formu a upínací desky. Vliv sálání a konvekce závisí na povrchové teplotě formy a velikosti teplo-směnných ploch. Lze je minimalizovat vhodnou izolací vnějších stěn.

Bilance tepelného toku:

$$\sum \dot{Q} = 0 \quad (2 - 1)$$

a lze ji po úpravě popsat rovnicí:

$$\dot{Q}_1 + \dot{Q}_M + \dot{Q}_O = \dot{Q}_2 + \dot{Q}_{str} + \dot{Q}_{oko} + \frac{dQ}{dt} \quad (2 - 2)$$

\dot{Q}_1 – tepelný tok zpracovávaného materiálu [W]

\dot{Q}_M – tepelný tok vznikající při dynamickém namáhání materiálu (disipace) [W]

\dot{Q}_O – tepelný tok topného zařízení [W]

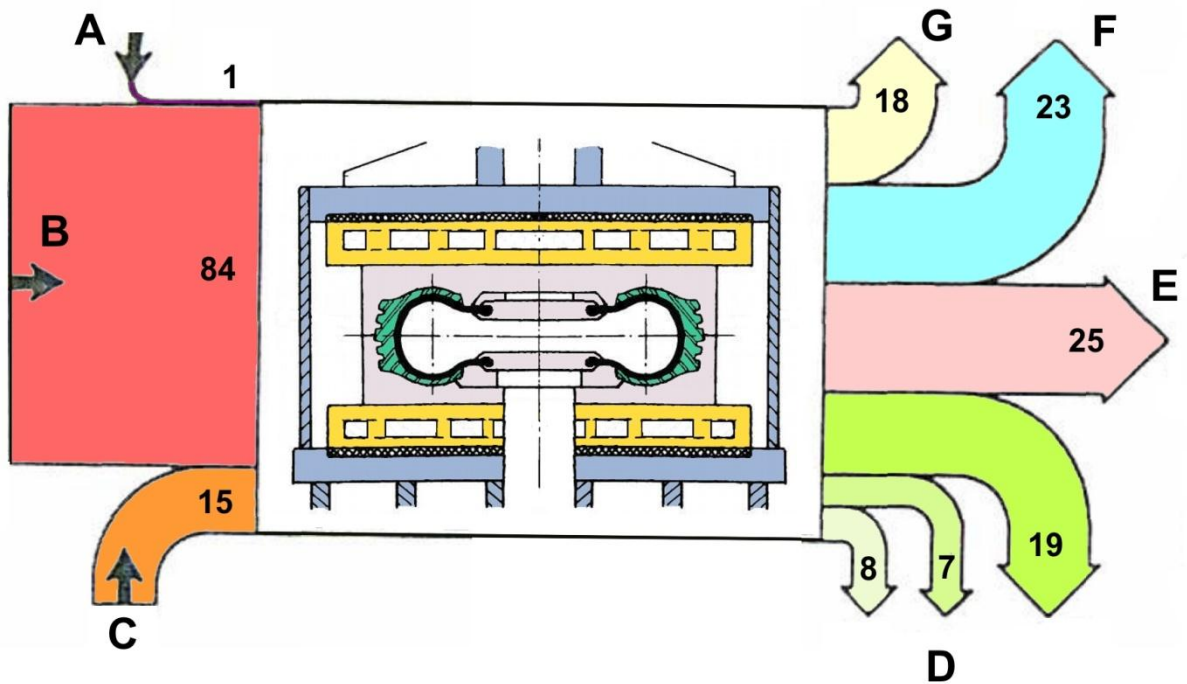
\dot{Q}_{str} – tepelný tok do stroje [W]

\dot{Q}_{oko} – tepelný tok do okolí [W]

\dot{Q}_2 – tepelný tok v pneumatice [W]

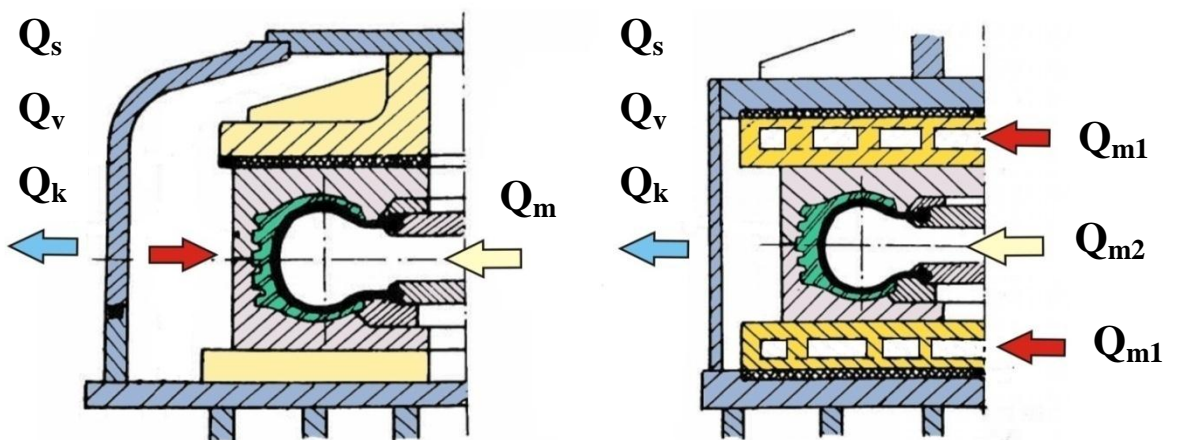
$\frac{dQ}{d\tau}$ – tepelný gradient [W]

τ – čas [s]



Obr. 1 Tepelná bilance formy – Sankeyův diagram: A – kinetická energie, B – teplota formy, C – reaktivní teplo vulkanizace, D – teplota/chlazení formy, E – teplo ve výrobku, F – ztráty sáláním, G – ztráty tepla vedením a konvekcí (2)

V závislosti na vnějších podmínkách lze poměrně přesně vypočítat množství těchto tepelných ztrát.



Obr. 2 Tepelná bilance formy

Q_{m1} – teplo přivedené teplotnosným médiem [J]

Q_{m2} – teplo přivedené do membrány [J]

Q_v – tepelné ztráty vedením [J]

Q_k – tepelné ztráty konvekcí [J]

Q_s – tepelné ztráty sáláním [J]

Z tepelné bilance na Obr. 2 určíme množství přivedeného tepla:

$$Q = Q_{m1} + Q_{m2} - Q_u \quad (2 - 3)$$

Q – teplo ve vulkanizační komoře [J]

Množství tepla Q_u , které spotřebič vymění s okolím, je dáno konvekcí do okolí Q_k , vedením tepla ve styku s upínacími deskami Q_v a sáláním Q_s

$$Q_u = Q_v + Q_s + Q_k \quad (2 - 4)$$

Q_u – tepelné ztráty s okolím [J]

Měření nebo početní zjištění je obtížné, protože se jedná o nestacionární proces a pro výpočet potřebné materiálové hodnoty (např. α) jsou teplotně závislé. Vhodnou izolací vloženou mezi upínací desky a formu a izolací vnějšího povrchu formy lze nežádoucí odvodů tepla korigovat.

Teplo odvedené povrchem formy:

$$Q_p = \alpha_p \cdot S_p \cdot (T_w - T_f) \quad (2 - 5)$$

Q_p – teplo odvedené povrchem [J]

α_p – koeficient přestupu tepla [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$]

S_p – povrch formy [m^2]

T_w – teplota povrchu formy [K]

T_f – teplota okolí [K]

2.2 Výpočet doby temperace vulkanizační komory

Teoretické výpočty doby temperace vulkanizačních lisů není možné z praktického hlediska řešit s velkou přesností, jelikož nejsme schopni do výpočtu pojmout veškeré závislosti. Prakticky potřebujeme odhadnout výkon topného zdroje, abychom mohli stanovit přibližný čas pro uvedení stroje do předepsaných technologických podmínek.

Nejdříve stanovíme celkovou tepelnou kapacitu vulkanizační komory. Uvažujeme dané rozměry desek lisu. Rozměry topných desek jsou unifikovány a odpovídá jim potřeba vulkanizačního tlaku a průmětu plochy výrobků. Potom množství tepla, které musíme deskám dodat, aby se ohřály na vulkanizační teplotu:

$$Q = m \cdot c_p \cdot (T_2 - T_1) \quad (2 - 6)$$

m – hmotnost [kg]

c_p – měrná tepelná kapacita oceli [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

T_1 – teplota studené topné desky [K]

T_2 – teplota vyhřívacího média [K]

Skutečné množství tepla je zvětšeno o ztráty:

$$Q_s = Q \cdot \eta [J] \quad (2 - 7)$$

η – ztráty při vyhřívání formy, stanovené experimentem.

Tepelný tok směrem z tepelného zdroje do topných desek je dán vztahem:

$$\dot{Q} = \frac{\lambda S (T_1 - T_2)}{\delta} [W] \quad (2 - 8)$$

Čas potřebný k temperaci vulkanizační komory.

$$\tau = \frac{Q}{\dot{Q}} [s] \quad (2 - 9)$$

Pro praktickou kontrolu dostatečné velikosti teplosměnných ploch v topných deskách vycházíme z hustoty tepelného toku:

$$\dot{q} = \frac{\lambda \cdot \Delta T}{\delta} [W \cdot m^{-2}] \quad (2 - 10)$$

Doporučovaná hodnota měrného tepelného toku je 15 až 20 [$\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$] a kontroluje se výpočtem na topnou plochu. (3)

3 ŘEŠENÍ ÚLOH PŘENOSU TEPLA

Cílem této kapitoly je shrnout základní teorii spojenou s řešením stacionárních úloh přenosu tepla v rozsahu potřebném pro vyhodnocení axisymetrických teplotních výpočtů v programu MARC představených v kapitolách 5 a 6. Krátce se zde také zmíníme o problematice sdružených úloh proudění tekutin s přenosem tepla a připomeneme základní definice a způsoby použití podobnostních čísel v úlohách přenosu tepla a hmoty. Stručně představeny zde budou také experimentální metody pro měření teplotních profilů. Závěrem bude demonstrován zjednodušující přístup k řešení přenosu tepla, který byl využit při řešení teplotní úlohy přestupu tepla z vulkanizačního lisu do okolí. S jeho pomocí budou odhadnuty energetické úspory plynoucí z implementace drobných konstrukčních úprav krytu vulkanizačního lisu, které byly navrženy tak, aby nedošlo k navýšení ceny ani hmotnosti krytu. Definice výpočtového modelu a rozbor výsledků jsou předmětem kapitoly 5.

3.1 Přenos tepla sáláním (radiací)

Pro technické výpočty přenosu tepla sáláním je používán Stefan-Boltzmanův zákon:

$$\dot{q}_S = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (3 - 1)$$

\dot{q}_S – hustota vyzařovaného tepelného toku (v případě sálání se často uvádí pojem intenzita vyzařování) [$W \cdot m^{-2}$]

ε – emisivita skutečného tělesa [-]

T – termodynamická teplota vyzařujícího tělesa [K]

σ – Stefan-Boltzmanova konstanta $5,67 \cdot 10^{-8} W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$

Bezrozměrná veličina, emisivita ε je měřítkem sálovosti (intenzity vyzařování) materiálu. Nejvyšší emisivitu má absolutně černé těleso ($\varepsilon = 1$). Hrubozrnné a tmavé povrchy se této hodnotě budou přibližovat, naopak povrchy lesklé budou mít emisivitu nízkou (např. hliníková leštěná fólie má $\varepsilon = 0,05$). Při návrhu je nutné pamatovat na to, že zaprášením se u lesklých povrchů emisivita podstatným způsobem zvyšuje.

Přenosu tepla sáláním mezi dvěma povrchy využívá termovizní kamera, která představuje prostředek pro rychlé bezkontaktní měření teploty neviditelného infračerveného záření (viz kapitola 4). Klíčovou komponentou termovizní kamery je senzor vytvořený jako obvod sestávající se z mnoha odporově citlivých plošek. Každá z těchto plošek obsahuje absorpční vrstvu nejčastěji tvořenou zlatou fólií, která absorbuje až 95% záření a převádí ho na teplo, které způsobuje změnu odporu miniaturní plošky z vhodného odporového materiálu (nejčastěji oxid vanadičitý nebo nitrid křemíku). Řízení a vyhodnocení obrazu termovizního snímače je pak podobné jako v případě CCD snímačů. Ty tvoří základ digitálních fotoapa-

rátů a registrují namísto infračerveného záření intenzitu světla (tedy vlastně hustotu toku fotonů, které ukládají jako náboj v potenciálových jamkách).

Pro potřeby dalších úvah v následujících odstavcích bude účelné přepsat vztah pro intenzitu vyzařování do okolí o teplotě T_∞ daný vztahem:

$$\dot{q}_S = c_{1,2} \cdot (T^4 - T_\infty^4) \quad (3 - 2)$$

$c_{1,2}$ – součinitel vzájemného sálání [$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$]

$$\dot{q}_S = \alpha_S (T - T_\infty), \quad (3 - 3)$$

kde předpisem

$$\alpha_S = \frac{c_{1,2} \cdot (T^4 - T_\infty^4)}{T - T_\infty} \quad (3 - 4)$$

α_s – součinitel přestupu tepla sáláním mezi tělesem a okolím [$W \cdot m^{-2}$]

Formálně zavedeme součinitel přestupu tepla sáláním mezi tělesem o teplotě T a okolím o teplotě T_∞ . Toto zjednodušení předpokládá, že vyzařující těleso má konstantní teplotu T a všechny okolní předměty a stěny tvořící „okolí“ mají jednotnou teplotu T_∞ .

Jestliže odhadneme řádově

$$c_{1,2} \approx \sigma \quad (3 - 5)$$

a zvolíme T

$$T = 400 \text{ K a } T_\infty = 300 \text{ K} \quad (3 - 6)$$

pak dostaneme

$$\alpha_S = 9,92 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1} \quad (3 - 7)$$

To je hodnota řádově srovnatelná se součiniteli přestupu tepla při volné konvekci.

3.2 Fourierův zákon vedení tepla (kondukce)

Fourierův zákon lze zařadit mezi konstitutivní rovnice a lze ho zapsat následovně:

$$\dot{q}_Y = -\lambda \frac{dT(y)}{dy}, \quad (3 - 8)$$

λ – součinitel tepelné vodivosti [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]

\dot{q}_Y – lokální plošná hustota tepelného toku v místě Y uvnitř tělesa (stěny), tedy tepelný výkon, který projde jednotkovou plochou. Uvažovaný směr tepelného toku je směru osy y [$W \cdot m^{-2}$]

Pro úplnost připomeňme ještě definici součinitele teplotní vodivosti

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p}, \quad (3 - 9)$$

a – součinitel teplotní vodivosti [$m^2 \cdot s^{-1}$]

ρ – hustota látky [$kg \cdot m^{-3}$]

c_p – měrná tepelná kapacita látky [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]

Zatímco λ charakterizuje schopnost látky vést teplo, tak a kvantifikuje, jak snadno se v látce vyrovnávají teplotní rozdíly. Součinitel teplotní vodivosti tedy bude hrát významnou roli v řešení úloh nestacionárního vedení tepla.

3.3 Newtonův vztah pro přestup tepla (konvekci)

Pokud povrch tělesa (stěny) v místě X s teplotou povrchu T_{WX} je obtékán tekutinou o teplotě T_∞ , pak zde dochází k lokálnímu přestupu (konvekci) tepla mezi povrchem a tekutinou. Pro lokální hustotu tepelného toku v místě X pak platí Newtonův zákon:

$$\dot{q}_X = \alpha_X (T_{WX} - T_\infty), \quad (3 - 10)$$

α_X – lokální součinitel přestupu tepla [$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$]

\dot{q}_X – lokální plošná hustota tepelného toku v místě X na povrchu tělesa [$W \cdot m^{-2}$]

Můžeme-li považovat plošnou hustotu tepelného toku za konstantní na nějaké části povrchu o ploše S , pak tepelný tok (výkon) přestupující touto plochou vyjádříme snadno:

$$\dot{Q} = \int_S \alpha (T_{WX} - T_\infty) \cdot dS = \alpha S (T_{WX} - T_\infty). \quad (3 - 11)$$

Ve výše uvedeném vztahu není rozlišeno, zda se jedná o volnou (někdy nazývanou samovolnou nebo přirozenou) konvekci nebo vynucenou konvekci. Volnou konvekci nazýváme jev, kdy změna teploty způsobí změnu hustoty tekutiny a tudíž její proudění je pouze v důsledku působení gravitačních sil. O vynucené konvekci mluvíme tehdy, když pohyb tekutiny je způsoben jakýmkoliv dalšími vnějšími vlivy a silami. Principiálně přestup tepla a proudění tekutiny probíhá současně, vzájemně se ovlivňuje a při snaze o přesné řešení problému nelze tyto jevy oddělit. Jak ale bude uvedeno v kapitole 3.8, lze na základě zjednodušujících úvah obejít nutnost řešit sdruženou úlohu v případě, kdy nás primárně zajímá pouze přibližné rozložení teploty na povrchu analyzované konstrukce.

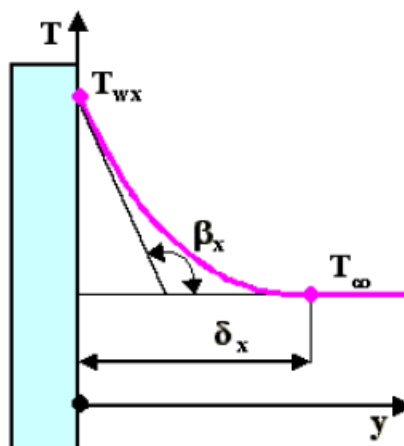
3.4 Stanovení součinitele přestupu tepla z derivací teplot

Je třeba si uvědomit, že stanovení lokálních součinitelů přestupu tepla je velmi složité. Jejich hodnoty závisí na rychlosti proudění a druhu tekutiny, na tvaru a orientaci obtékaného tělesa, na drsnosti obtékaného povrchu, na rozdílu teplot mezi tekutinou a obtékaným povrchem i na konkrétní poloze vyšetřovaného místa na obtékaném tělese.

Jednou z možností stanovení lokálního součinitele přestupu tepla je vyjít z následujících úvah – viz (4). Jestliže se molekuly na povrchu nepohybují ve směru kolmém k povrchu (to neplatí pro porézní povrchy, kterými proniká tekutina nebo pro povrchy s fázovou přeměnou), můžeme zapsat diferenciální rovnici přestupu tepla srovnáním q_X a q_Y pro místo na povrchu tělesa:

$$\alpha_X(T_{WX} - T_\infty) = -\lambda_T \left(\frac{dT(y)}{dy} \right)_{WX} \quad (3 - 12)$$

Tuto rovnici lze interpretovat tak, že lokální hustota tepelného toku přestupujícího ze stěny do tekutiny v místě X je rovna hustotě tepelného toku vedením v tekutině molekulovou vrstvou u povrchu v místě X (viz pravá strana rovnice (3 - 12)), kde rychlost pohybu molekul ve směru kolmém k povrchu je nulová. V této molekulové vrstvě na povrchu tělesa lze tedy díky nulové rychlosti pohybu molekul uvažovat přenos tepla vedením charakterizovaným součinitelem tepelné vodivosti tekutiny λ_T u povrchu tělesa a derivací teploty dle souřadnice y kolmé k povrchu stěny v místě X . Typický tvar teplotního profilu v tepelné mezní vrstvě o lokální tloušťce δ_X při laminárním obtékání povrchu o lokální teplotě T_{WX} vyšší, než je teplota tekutiny T_∞ , je zobrazen na Obr. 3. Tloušťka mezní vrstvy δ_X je vždy o mnoho řádů větší, než tloušťka vrstvy molekul s nulovou rychlostí u povrchu.



Obr. 3 Teplotní profil v tepelné mezní vrstvě

Z výše uvedené diferenciální rovnice přestupu tepla (3 - 12) je zřejmé, že lokální hodnotu součinitele přestupu tepla α_X můžeme vypočítat následovně:

$$\alpha_X = -\lambda_T \left(\frac{dT(y)}{dy} \right)_{WX} \cdot \frac{1}{T_{WX} - T_\infty}. \quad (3 - 13)$$

Tedy ze známé hodnoty součinitele tepelné vodivosti tekutiny u povrchu a ze známého rozložení teplot v blízkosti povrchu můžeme vypočítat lokální hodnotu součinitele přestupu tepla α_X a odtud i lokální hodnotu tepelného toku nebo např. Nusseltovo číslo (viz. kapitola 3.7). K určení teplotního profilu v blízkosti povrchu tělesa je možné použít velice rozšířené interferometrické metody (viz. kapitola 3.6) nebo některé ze sofistikovaných experimentálních metod, např. PLIF (viz kapitola 3.5). Jakmile známe tvar teplotního profilu, můžeme nejen vyjádřit rozdíl teplot ($T_{WX} - T_\infty$), ale i úhel β_X , který svírá tečna s osou y k teplotnímu profilu v místě povrchu a odtud i hodnotu derivace teploty podle y :

$$\left(\frac{dT(y)}{dy} \right)_{WX} = \tan(\beta_X) \quad (3 - 14)$$

Prostým dosazením pak dostaneme konečný vztah pro výpočet lokální hodnoty součinitele přestupu tepla α_X

$$\alpha_X = -\lambda_T \cdot \tan(\beta_X) \cdot \frac{1}{T_{WX} - T_\infty}. \quad (3 - 15)$$

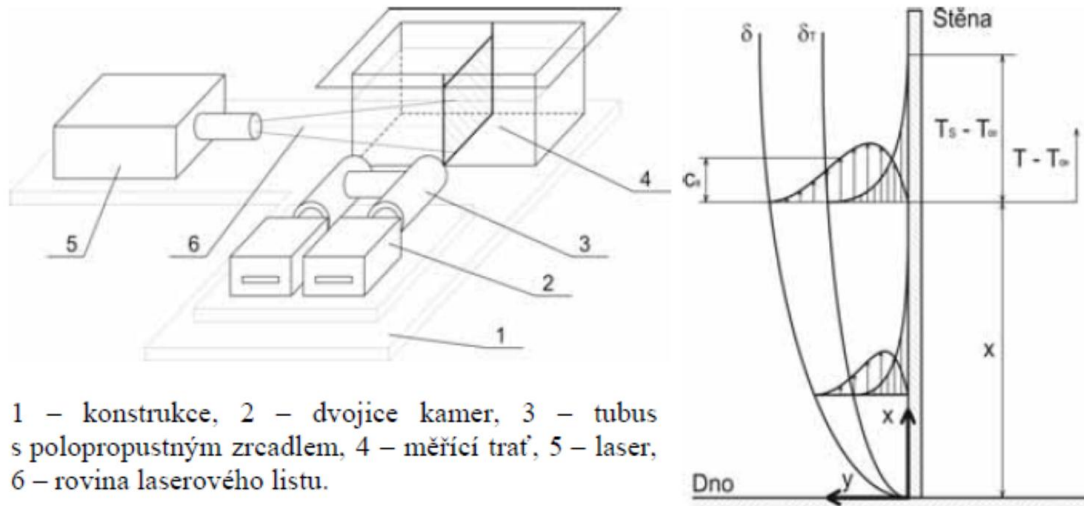
Střední hodnotu součinitele přestupu tepla na úseku od souřadnice x_1 do x_2 (na povrchu tělesa) lze získat integrací lokálních hodnot součinitele přestupu tepla dle vztahu

$$\alpha = \frac{1}{x_1 - x_2} \int_{x_1}^{x_2} \alpha_X(x) \cdot dx \quad (3 - 16)$$

Pro úplnost dodejme, že pro stanovení lokální hodnoty součinitele přestupu tepla je možné použít i řadu alternativních metod, např. z derivace indexu lomu dle souřadnice u povrchu.

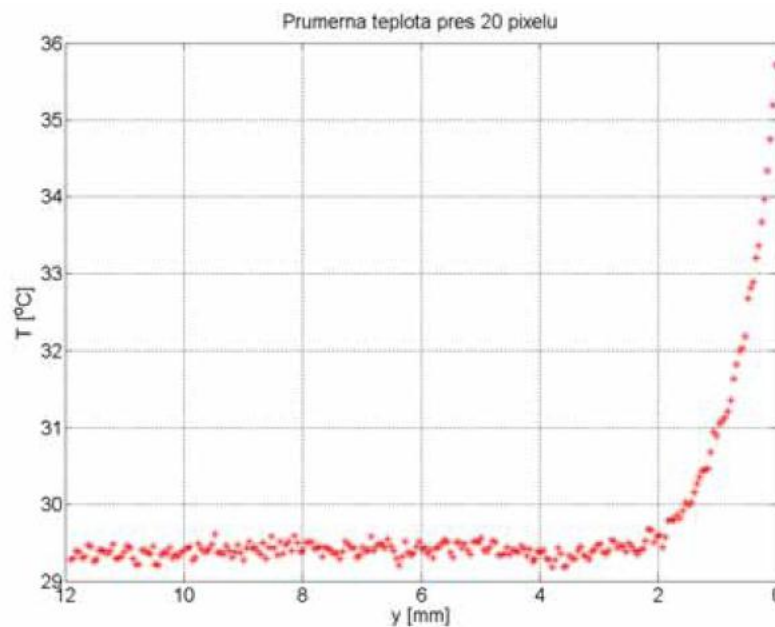
3.5 Měřicí metoda PLIF

Experimentální metoda PLIF (Planar Laser Induced Fluorescence) je založena na snímání intenzity světla emitovaného fluorescenčním barvivem pomocí digitální kamery. Fluorescenční barviva mají tu vlastnost, že jsou schopny měnit svoje spektrální vlastnosti v závislosti na prostředí, ve kterém se vyskytují. Vlnová délka emitovaného světla je navíc různá od vlnové délky excitačního signálu. Nabízí se tedy možnost oba signály od sebe oddělit a snímat pak jen světlo emitované. Vhodnou kombinací zdroje excitačního signálu, fluorescenčního barviva a filtru tak můžeme sledovat například změnu pH, koncentrace, teploty apod. Podrobnosti o potřebném experimentálním vybavení a naměřených výsledků lze najít v (5) a v (6). Na Obr. 4 je zobrazeno schéma experimentálního měření a na Obr. 5 je ukázka naměřeného teplotního profilu mezní vrstvy po případ přirozené konvekce mezi svislou stěnou a vodou (6).



1 – konstrukce, 2 – dvojice kamer, 3 – tubus s polopropustným zrcadlem, 4 – měřicí trať, 5 – laser, 6 – rovina laserového listu.

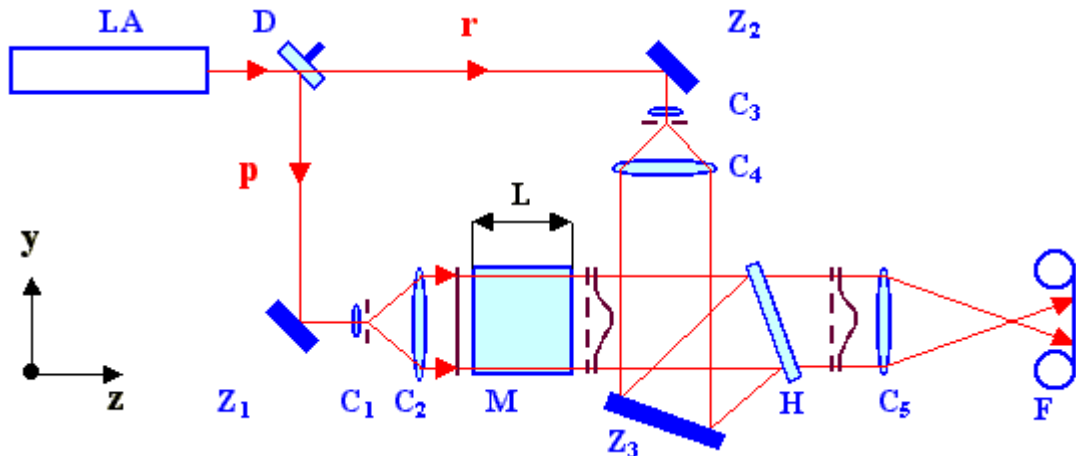
Obr. 4 Schéma experimentálního měření s pulsním laserem (6)



Obr. 5 Teplotní profil v tepelné mezní vrstvě (6)

3.6 Interferometrické vyhodnocení přestupu tepla

V případě vyšetřování teplotních polí je velice rozšířenou metodou použití holografického Machova-Zehnderova interferometru (Obr. 6) pro výzkum transparentních objektů v reálném čase, viz (7). Tento typ interferometru umožňuje studium pouze dvourozměrných nebo rotačně symetrických objektů, a tak je předurčen zejména k výzkumu teplotních polí ve štěrbinách či v okolí jednoduchých rotačně symetrických forem.



Obr. 6 Schéma holografického Machova - Zehnderova interferometru (7)

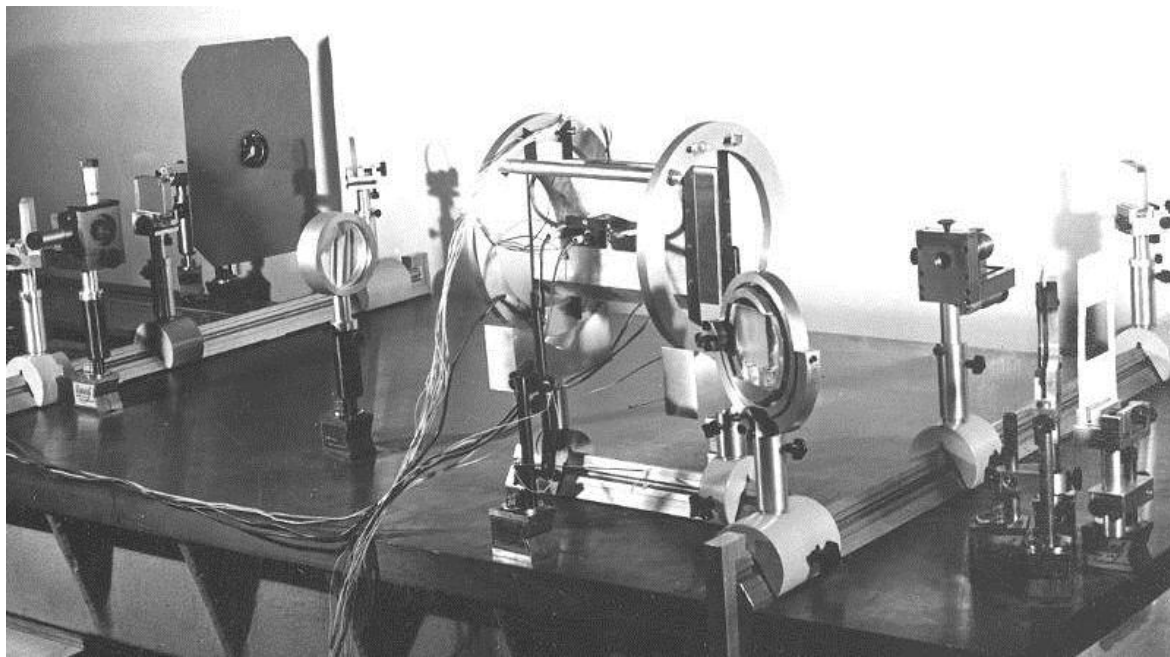
LA – laser, D – dělič, Z – zrcadla, C – čočky, H – fotografická deska - hologram, F – fotoaparát,

M – měřicí prostor o délce L, p – předmětový svazek, r – referenční svazek

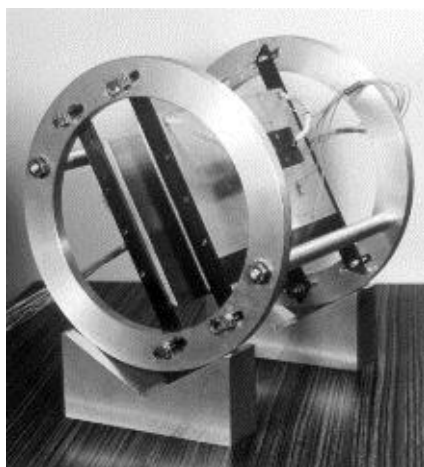
Světelný svazek z laseru **LA** se na děliči **D** rozdělí na svazek předmětový **p** a holografický referenční **r**. Předmětový svazek je po odraze na zrcadle **Z1** upraven čočkami **C1** a **C2** na paralelní svazek o větším průměru, prochází měřicím prostorem **M** o délce L a dopadá na fotografickou desku **H** (hologram). Obdobně je po odraze na zrcadle **Z2** upraven čočkami **C3** a **C4** holografický referenční svazek, který se odrazí na zrcadle **Z3** a rovněž dopadá na fotografickou desku **H**. Po vyvolání fotografické desky je třeba umístit tuto desku zpět do sestavy (pomocí speciálního držáku zajišťujícího umístění na stejné místo) a osvětlit ji rekonstrukčním svazkem, který by měl být shodný s referenčním svazkem **r**. Vytvoří se přitom rekonstruovaný předmětový svazek **p***, který je shodný s původním předmětovým svazkem **p**, představujícím homogenní rozložení indexu lomu v měřicím prostoru. Tento rekonstruovaný svazek **p*** interferuje s reálným předmětovým svazkem **p** ovlivněným nehomogenitami v měřicím prostoru a vzniklou interferenci, která je obrazem nehomogenit v měřicím prostoru, lze sledovat ve fotoaparátu **F**. Čočka **C5** slouží pouze k zaostření vhodné roviny z měřicího prostoru do fotoaparátu, aby se tím potlačila difrakce na hranách objektu a aby bylo možné provést efektivně korekce na zakřivení paprsků procházejících nehomogenním prostředím.

Uvedený holografický Machův – Zehnderův interferometr lze snadno seřizovat na konečnou a nekonečnou šířku interferenčních proužků v referenční oblasti, a to jemným natáčením zrcadla **Z3** při práci interferometru v reálném čase. Natočení zrcadla způsobí změnu úhlu dopadu rekonstrukčního svazku **r** na fotografickou desku, čímž se odkloní také rekonstruovaný předmětový svazek **p***. Mírné odklonění rekonstruovaného předmětového svazku od reálného předmětového svazku **p** vytvoří pak charakteristickou paralelní osnovu interferenčních proužků. Holografický Machův – Zehnderův interferometr nepotřebuje kvalitní optické prvky a umožní výzkum transparentního objektu vůči nehomogennímu stavu. Z tohoto důvodu lze zařízení s výhodou používat v oblasti mechaniky tekutin, techniky prostředí, přestru-

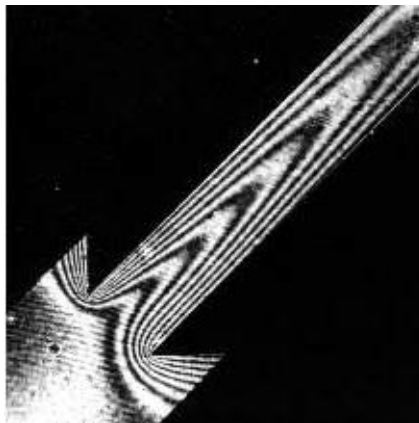
pu tepla apod. Ukázka konkrétní měřicí aparatury je na Obr. 7, viz (8). Na Obr. 8, Obr. 9 a Obr. 10 jsou zachyceny výstupy z měření.



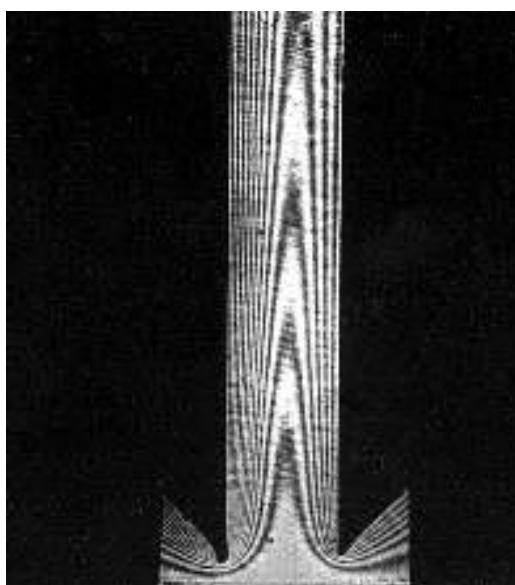
Obr. 7 Fotografie interferometru se zorným polem o průměru 80 mm, který byl sestaven na FS VUT v Brně v roce 1978, viz (8) a (9)



Obr. 8 Ukázka modelu štěrbiny o šířce 8 mm a snímků interferometrických měření – nakloněný model štěrbiny, viz (8) a (9)

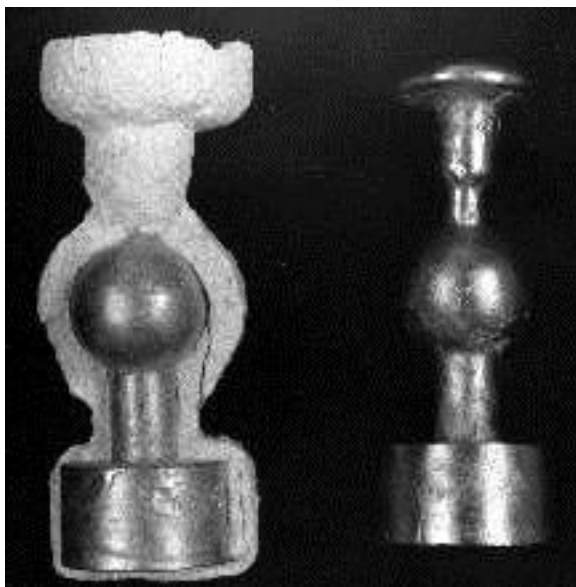


Obr. 9 Teplotní pole v nakloněné štěrbině při teplotě obou desek $51\text{ }^{\circ}\text{C}$ a teplotě okolí $22\text{ }^{\circ}\text{C}$, viz (8) a (9)

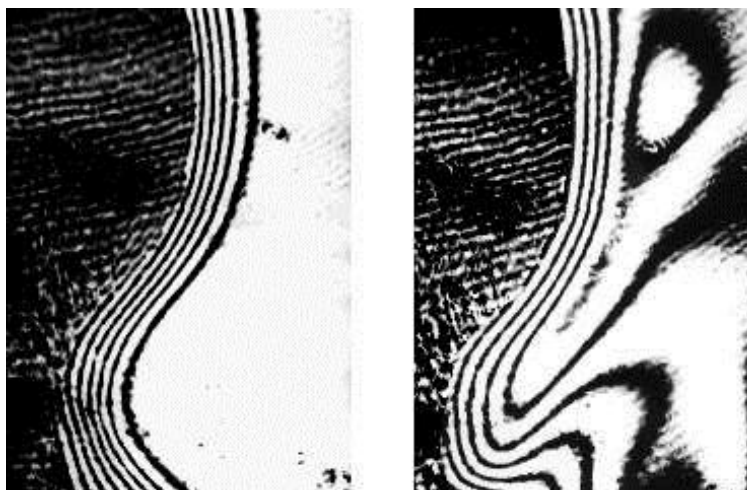


Obr. 10 Teplotní pole při teplotě povrchu levé desky $75\text{ }^{\circ}\text{C}$, pravé desky $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ a okolí $22\text{ }^{\circ}\text{C}$ viz (8) a (9)

Z interferogramů je zřejmé, že mezi vyhřívanými deskami dochází v důsledku vztlakových sil k proudění vzduchu směrem vzhůru, přičemž tepelné mezní vrstvy se rozšiřují, spojují a zvyšuje se teplota v ose štěrbiny. Zvětšování tloušťek mezních vrstev a zvyšování teploty v ose štěrbiny způsobuje zmenšování teplotních gradientů na povrchu a tudíž zmenšování lokálních parametrů přestupu tepla. Naproti tomu v případě volné konvekce u prostorových objektů dochází směrem vzhůru k urychlování proudění vzduchu kolem stěn a lokální součinitel přestupu tepla se v jeho důsledku zvyšuje. Stanovení či odhad odpovídající střední hodnoty součinitele přestupu tepla je v reálných případech tudíž velmi složité.



Obr. 11 Skořepinová forma s odlitkem, viz (7)



Obr. 12 Výstupy interferometrických měření na rotačně symetrické formě - Obr. 11

vlevo: tepelná mezní vrstva při teplotě odlitku 420°C a volné konvekci viz (7),

vpravo: tepelná mezní vrstva při teplotě odlitku 500 °C a narušené volné konvekci parazitním prouděním v okolním prostředí viz (7)

3.7 Určování součinitele přestupu tepla z podobnostních čísel

V případě přestupu tepla na rozhraní pevné látky a tekutiny vyplývají z teorie fyzikální podobnosti základní kritériální rovnice pro určení součinitele přestupu tepla v podobě rovnosti Nusseltových čísel dvou geometricky a fyzikálně podobných uspořádání. Tedy zapsáno rovnicí:

$$Nu_1 = \frac{\alpha_1 \cdot D_1}{\lambda_1} = \frac{\alpha_2 \cdot D_2}{\lambda_2} = Nu_2, \quad (3 - 17)$$

D – charakteristický rozměr tělesa [m]

λ – tepelná vodivost tekutiny [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]

α – součinitel přestupu tepla [$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$]

Nusseltovo číslo je tedy bezrozměrnou veličinou a tudíž ho lze využít coby podobnostního čísla. Ze znalosti Nusseltova čísla již určíme součinitel přestupu tepla konvekcí snadno:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{D} \quad (3 - 18)$$

Hlavní smyslem použití bezrozměrných podobnostních čísel (též se v literatuře setkáváme s termínem podobnostní kritéria) je redukce počtu nezávisle proměnných. Zatímco při samovolné konvekcí je součinitel přestupu α závislý na gravitačním zrychlení, kinematické viskozitě tekutiny, na koeficientu objemové roztažnosti (neboť pokud se hustota kapaliny s teplotou nemění, k samovolné konvekcí nedojde), na rozdílu teplot ($T_{WX} - T_{\infty}$), na tepelné vodivosti tekutiny a dalších faktorech, lze Nusseltovo číslo velmi uspokojivě vyjádřit jako funkci dvou dalších bezrozměrných čísel. Konkrétně se jedná o Prandtlovo číslo Pr a Grashofovo číslo Gr definovaná následovně:

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad (3 - 19)$$

a – součinitel teplotní vodivosti definovaný v kapitole 3.2 [$m^2 \cdot s^{-1}$]

ν [$m^2 \cdot s^{-1}$] – kinematická viskozita svázaná s dynamickou viskozitou η [$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$] prostřednictvím hustoty $\nu = \eta/\rho$.

$$Gr = \frac{\beta \cdot |(T_{WX} - T_{\infty}) \cdot g \cdot D^3|}{\nu^2} \quad (3 - 20)$$

β – součinitel teplotní objemové roztažnosti při konstantním tlaku [K^{-1}]

g – gravitační zrychlení [$m \cdot s^{-2}$]

Pro speciální případy stacionární přirozené konvekce jsou známy zjednodušené kritériální rovnice, které mají obecně tvar:

$$Nu = Nu(Gr, Pr) \quad (3 - 21)$$

Například v publikacích (10) (11) lze nalézt kritériální rovnici pro přestup tepla ze svislé desky, která pro malé výšky stěny do 0,5 m (výška stěny je zde charakteristickým rozměrem D) a pro rozdíl teplot mezi stěnou a okolím do 50 °C specifikuje závislost Nusseltova čísla na svislé souřadnici x orientované vzhůru od spodního okraje desky:

$$Nu_x = \frac{0,508 \cdot Pr^{1/2}}{(0,952 + Pr)^{1/4}} \cdot Gr_x^{1/4} \quad (3 - 22)$$

Zavedme střední délkovou hodnotu Nusseltova čísla na stěně o výšce L pomocí délkového integrálu:

$$Nu_x = \int_0^L \frac{Nu_x}{x} \cdot dx = \frac{4}{3} Nu_L \quad (3 - 23)$$

a dále pak součin Prandtlova a Grashofova čísla, který je označován jako Reynoldsovo kritérium Ra :

$$Ra = \frac{\beta \cdot |(T_{WX} - T_{\infty}) \cdot g \cdot D^3|}{\nu \cdot \alpha} \quad (3 - 24)$$

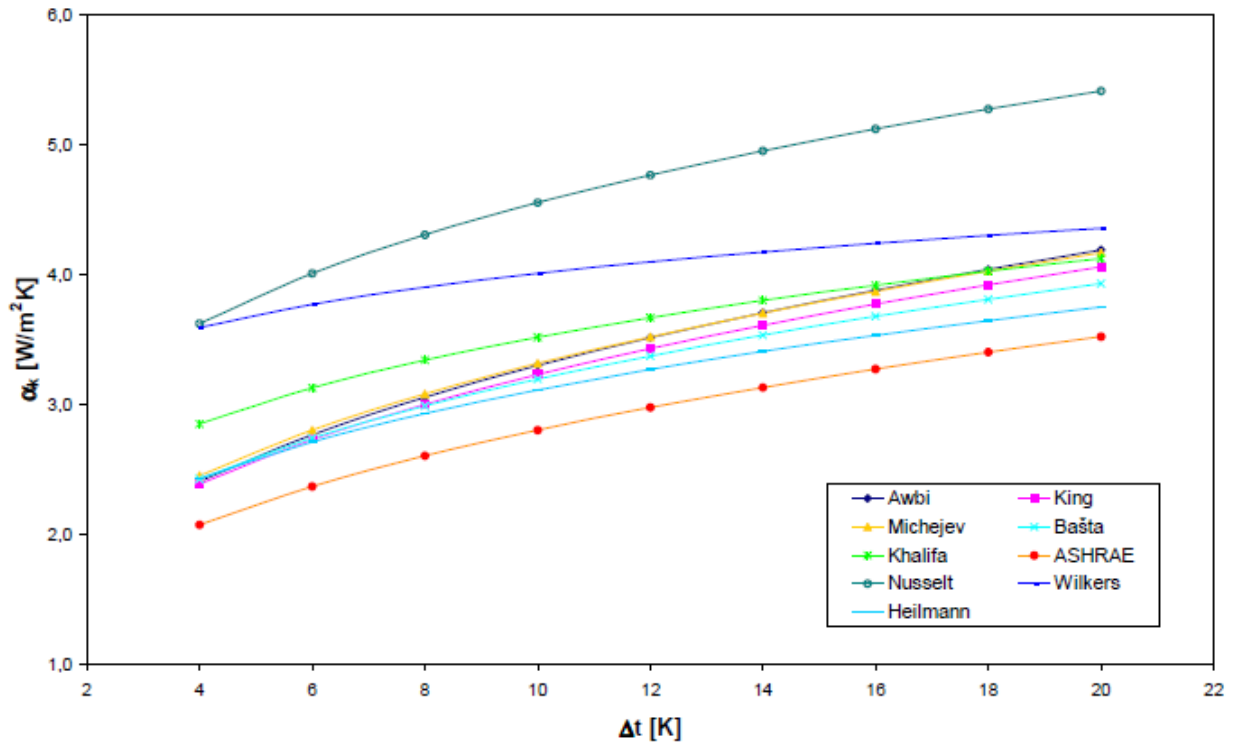
Reynoldsovo kritérium je určujícím faktorem pro charakter proudění a jako mezní hodnota mezi laminárním a turbulentním prouděním je udávána hodnota $Ra = 10^9$ viz (12). V literatuře pak lze nalézt vztahy pro stanovení součinitele přestupu tepla volnou konvekcí pro svislou stěnu, jejichž platnost je vymezena právě rozsahem Reynoldsova kritéria. Následující přehledová Tabulka 1 byla převzata z (9), stejně jako následující graf na Obr. 13, v němž jsou jednotlivé vztahy graficky porovnány pro rozdíl teplot $\Delta t = (T_{WX} - T_{\infty})$ v rozsahu 4 – 20 K

Velmi podobné kritériální rovnice existují i pro volnou konvekcí u vodorovných stěn, u proudění v rourách či v trubkových svazcích. Nicméně charakterizovat hodnoty součinitele přestupu tepla pro prostorově komplikovanější reálný případ lze jen stěží.

Tabulka 1 Srovnání vztahů definujících součinitel přestupu tepla přirozenou konvekcí podél svislé stěny (9)

Autor	Nu	Platnost	Charakter proudění
Šesták	$0,59 \cdot Ra^{\frac{1}{4}}$	$10^4 < Ra < 10^9$	laminární
Šesták, Bailey	$0,1 \cdot Ra^{\frac{1}{3}}$	$10^9 < Ra < 10^{13}$	turbulentní
Nožička	$0,54 \cdot Ra^{\frac{1}{4}}$	$5 \cdot 10^2 < Ra < 10^7$	laminární
Nožička	$0,135 \cdot Ra^{\frac{1}{3}}$	$2 \cdot 10^7 < Ra < 10^{14}$	turbulentní
Awbi	$0,289 \cdot Gr^{0,293}$	$9 \cdot 10^8 < Gr < 6 \cdot 10^{10}$ $Pr = 0,72$	turbulentní
CIBSE	$0,48 \cdot Gr^{\frac{1}{4}}$	$Gr < 10^9$	laminární

Autor	Nu	Platnost	Charakter proudění
(Sugawara)		$Pr = 0,72$	
ASHRAE	$0,56 \cdot Ra^{\frac{1}{4}}$	$10^4 < Ra < 10^8$	turbulentní
ASHRAE (Jacob)	$0,13 \cdot Ra^{\frac{1}{3}}$	$10^8 < Ra < 10^{12}$	turbulentní
Wong	$0,8 \cdot Ra^{0,25} \cdot \left[\left(1 + \frac{1}{\sqrt{Pr}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{4}}$	$10^4 < Ra < 10^9$	laminární
Wong	$0,0246 \cdot Ra^{\frac{2}{5}} \cdot \left(\frac{\sqrt[6]{Pr}}{1 + 0,494 \cdot Pr^{\frac{2}{3}}} \right)^{\frac{2}{5}}$	$Ra > 10^9$	turbulentní
Alamdari Hammond	$\left[\left[0,55 \cdot Gr^{\frac{1}{4}} \right]^6 + \left(0,095 \cdot \sqrt[3]{Gr} \right)^6 \right]^{0,17}$	$10^8 < Gr < 10^{10}$ $Pr = 0,72$	turbulentní
Sazima	$0,76 \cdot (Pr \cdot Gr)^{\frac{1}{4}} \cdot \left(\frac{Pr}{Prs} \right)^{\frac{1}{4}}$	$10^3 < Ra < 10^9$ $0,72 < Pr < 3 \cdot 10^3$	laminární
Sazima	$0,15 \cdot (Pr \cdot Gr)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{Pr}{Prs} \right)^{\frac{1}{4}}$	$Ra > 6 \cdot 10^{10}$	laminární
Bejan	$(0,825 + 0,325 \cdot \sqrt[6]{Ra})^2$	$10^{-1} < Ra < 10^{12}$	laminární turbulentní
Churchil, Chu	$\frac{0,15 \cdot \sqrt[3]{Ra}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{16}{27}}}$	$Ra < 10^{12}$	turbulentní
Vliet, Ross	$0,0942 \cdot Ra^{\frac{1}{3}}$	$10^9 < Ra < 10^{13}$	turbulentní



Obr. 13 Grafické srovnání vztahů definujících součinitelů přestupu tepla přirozenou konvekcí podél svislé stěny (9)

3.8 Zjednodušující přístup k řešení úloh přestupu tepla

Jak vyplývá z odstavců zabývajících se jak experimentálními metodami stanovení součinitelů přestupu tepla, tak kriteriálními rovnicemi, je určení odpovídajících hodnot součinitelů přestupu tepla bezpochyby jedním z nejproblematictějších kroků v řešení úloh přestupu tepla. Pokusme se proto potřebu specifikovat součinitele přestupu tepla na povrchu analyzovaných těles obejít.

Na základě formální podobnosti předpisu pro hustotu tepelného toku sáláním a konvekcí (přirozenou i vynucenou) lze formálně zavést celkový součinitel přestupu tepla α_T a pak lze hustotu celkového tepelného toku q_T zapsat jednoduše:

$$\dot{q}_T = \alpha_T(T_{WX} - T_\infty). \quad (3 - 25)$$

Připomene-li zde diferenciální rovnici přestupu tepla, můžeme dále psát

$$\dot{q}_T = \alpha_T(T_{WX} - T_\infty) = -\lambda_T \left(\frac{dT(y)}{dy} \right)_{TWX} \quad (3 - 26)$$

Formálně tedy zavedeme „celkovou derivaci teploty v mezní vrstvě“:

$$\left(\frac{dT(y)}{dy} \right)_{TWX} \quad (3 - 27)$$

Smysl této formální úpravy lze odůvodnit potřebami numerického řešení přestupu tepla, v našem případě přestupu tepla z povrchu krytu vulkanizačního lisu.

Ve zvoleném řešiči MARC by použití okrajové podmínky typu $q_T = \alpha_T (T_{WX} - T_\infty)$ na povrchu krycího plechu poměrně výrazně ovlivnilo hodnotu tepelného toku a tudíž i dopočtené teploty na hranici řešené oblasti – tedy vlastně tam, kde chceme přenos tepla a rozložení teplot vyhodnocovat.

Namísto předepsání okrajové podmínky na povrchu krytu namodelujeme N tenkými dílčími vrstvami elementů jakousi náhradu tepelné mezní vrstvy. Vlastnosti takto namodelované mezní vrstvy snadno ovlivníme pouze volbou jediného materiálového parametru $(\lambda_T)_i$ pro každou dílčí vrstvu $i = 1..N$. Zvolením hodnot $(\lambda_T)_i$ tak, aby se výsledné rozložení v náhradní tepelné vrstvě svým charakterem podobalo experimentálně zjištěným teplotním profilům publikovaným v různých zdrojích (6), (8), (9), jsme vlastně nahradili okrajovou podmínku přestupu tepla o přidanou oblast, v níž dojde k ustálení teplotního pole na základě řešení vedení tepla skrz jednotlivé dílčí vrstvy náhradní mezní vrstvy. V zásadě jsme tím vlastně ponechali určení hodnoty $\left(\frac{dT(y)}{dy}\right)_{TWX}$ na numerickém řešení rozložení teplot skrz náhradní mezní vrstvu. Numericky spočtené teploty na povrchu krytu pak nejsou primárně ovlivněny bezprostřední volbou α_T a T_∞ , čímž se otevírá možnost k názornému srovnání teplotních polí a zejména T_{WX} pro různá konstrukční řešení v těch místech krytu vulkanizačního lisu, v nichž dochází k nejvýznamnějším tepelným ztrátám. Srovnání tepelných ztrát pro různá konstrukční řešení kritických míst pak můžeme provést s pomocí vztahu pro tepelný tok.

$$\dot{Q} = \alpha S (T_{WX} - T_\infty) \quad (3 - 28)$$

Za předpokladu stejných α (vhodně zvolených pro potřeby odhadu procházejícího tepelného toku pro různá konstrukční řešení kritických oblastí krytu vulkanizačního lisu) můžeme procentuální snížení tepelných ztrát odhadnout pouze z vyhodnocených rozdílů $(T_{WX} - T_\infty)$ a velikosti povrchu kritických oblastí jednotlivých konstrukčních řešení.

4 MĚŘENÍ ROZLOŽENÍ TEPLOTNÍCH POLÍ PŘI VULKANIZACI

Pro zjištění rozložení teplotních polí na povrchu vulkanizačních lisů, obzvláště v okolí vulkanizační komory, bylo přistoupeno k měření vulkanizačních lisů při provozním teplotním zatížení. Měření bylo realizováno pomocí následujících metod:

- bezdotykově pomocí infračerveného kamerového systému ThermaCAM™ SC2000
- dotykově pomocí digitálního multimetru Omega TrueRMS SUPERMETER™ HHM290 v agregaci s teplotní sondou Omega 88001.

Měření probíhalo za standardního provozu lisů a bylo primárně zacíleno na vulkanizační lisy velikosti VL90“, VL95“ a VL100“, vždy na několika strojích dané velikosti.

4.1 Bezdotykové termovizní měření

Kamerový systém ThermaCAM™ SC2000 měří vyzařované infračervené záření a zobrazuje ho ve formě obrazu (termogramu) teplotního pole povrchu měřeného objektu. Bezdotykové měření se provádělo hlavně v oblasti vulkanizační komory lisu, spojení horní části komory s příčnickem a připevnění spodní části vulkanizační komory a rámu. Ke každému termogramu přísluší fotografie měřené oblasti daného vulkanizačního lisu. V okamžiku měření byly již vulkanizační lisy minimálně 15 minut ve fázi vulkanizace pneumatiky, teplota uvnitř lisů se tedy pohybovala v rozmezí 155°C – 160°C. Tyto hodnoty byly indikovány na zobrazovacím zařízení ovládacího panelu každého lisu.

4.1.1 Stanovení emisivity

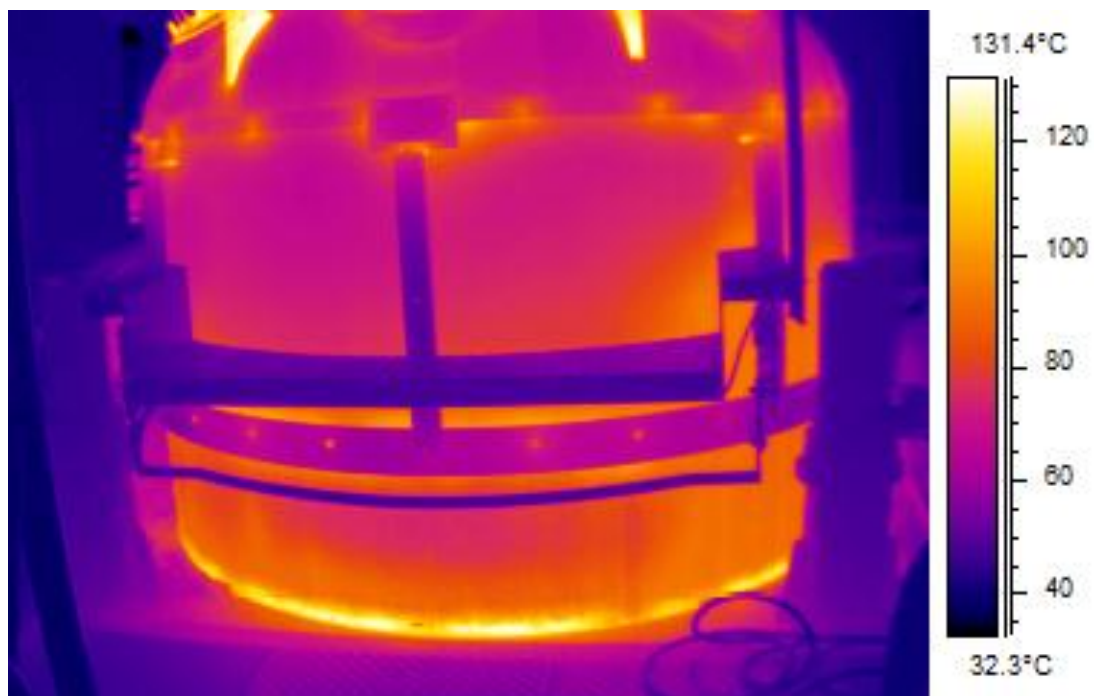
Pro stanovení emisivity byla použita metoda komparace. Tato metoda spočívá v nanesení barvy o známé a zaručené emisivitě (0,96) na měřený povrch v podobě bodu. Zaschnutá nanesená barva byla následně snímána termovizním systémem a zároveň také byla zaznamenána teplota pomocí dotykové sondy. Použitím sw ThermaCAM™ Researcher byla na získaném termogramu iteračně upravována emisivita okolí měřeného bodu, dokud termogram nevykazoval shodu povrchové teploty barevného bodu a povrchové teploty v blízkém okolí bodu. Takto zjištěná emisivita, při které došlo ke shodě teplot, je právě emisivitou měřeného povrchu. Emisivita povrchu byla stanovena na 0,86. Z důvodu nerovnoměrného stavu povrchu z důvodu znečištění, lze předpokládat, že i emisivita se může mírně lišit.

4.2 Dotykové měření

Pro zjištění teplot v obtížně dostupných míst z pohledu bezdotykového termovizního měření, či pro přesnější měření teploty ve vytipovaných částech lisů, byl použit digitální multimetr Omega TrueRMS SUPERMETER™ HHM290 v agregaci s teplotní sondou Omega 88001.

4.3 Výsledky měření

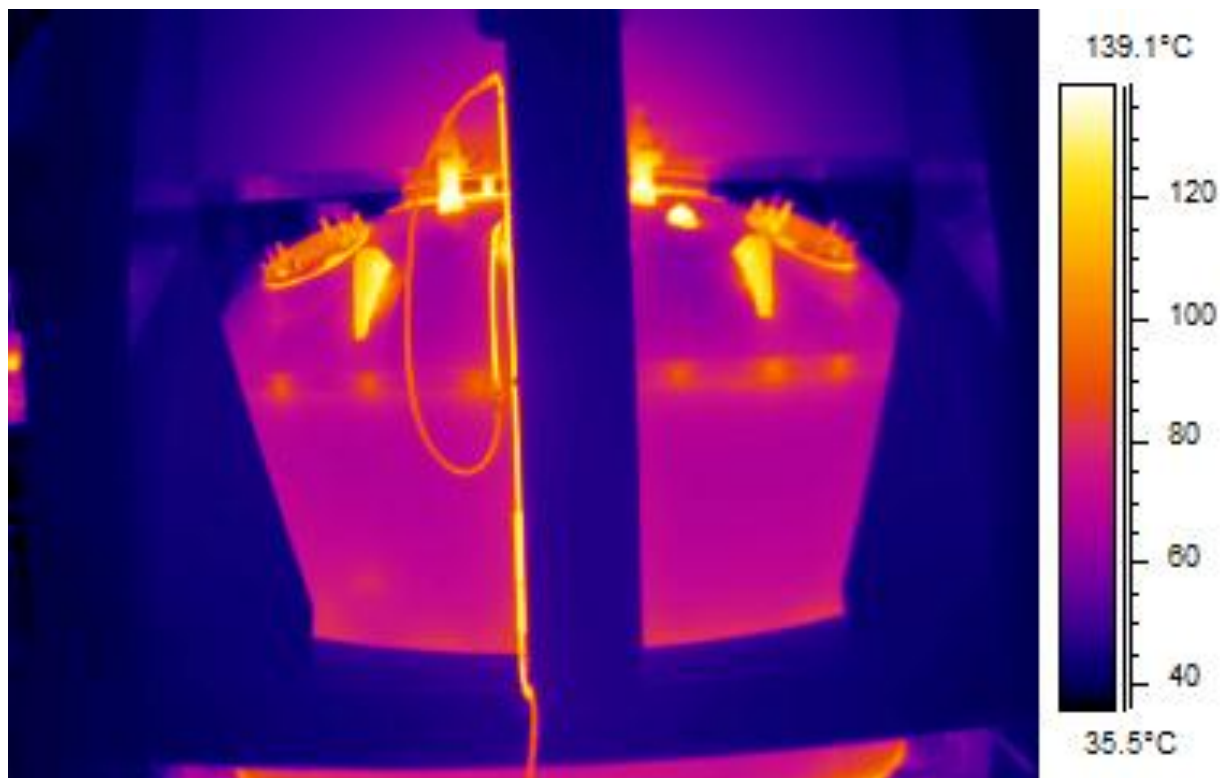
4.3.1 Výsledky bezdotykového termovizního měření



Obr. 14 Teplotní pole lisu VL90“, přední pohled



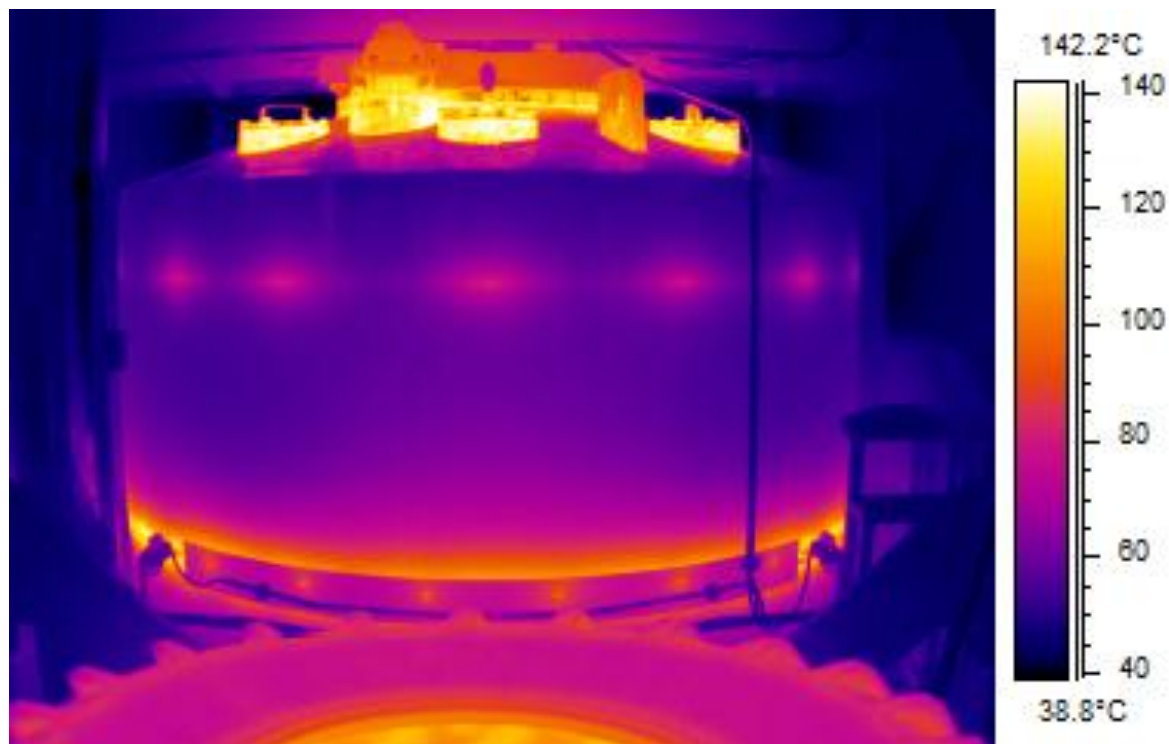
Obr. 15 Vulkanizační lis VL90“, přední pohled



Obr. 16 Teplotní pole lisu VL90“, zadní pohled



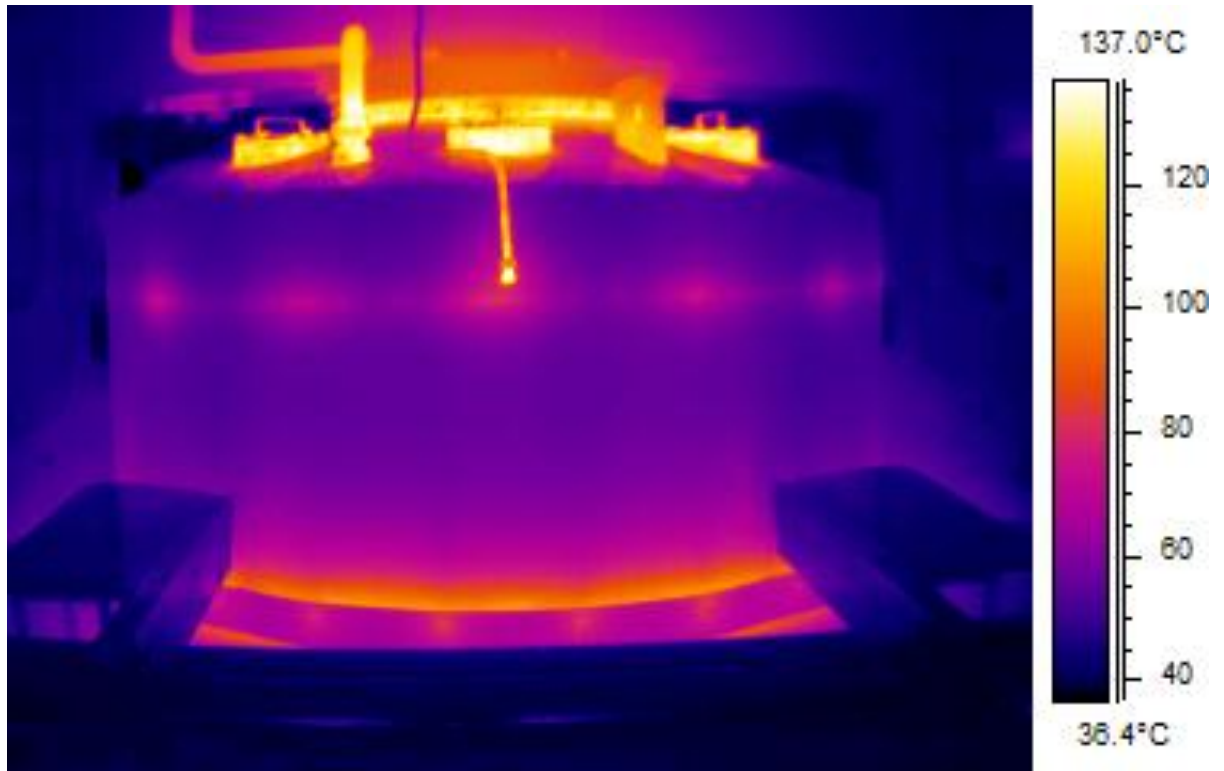
Obr. 17 Vulkanizační lis VL90“, zadní pohled



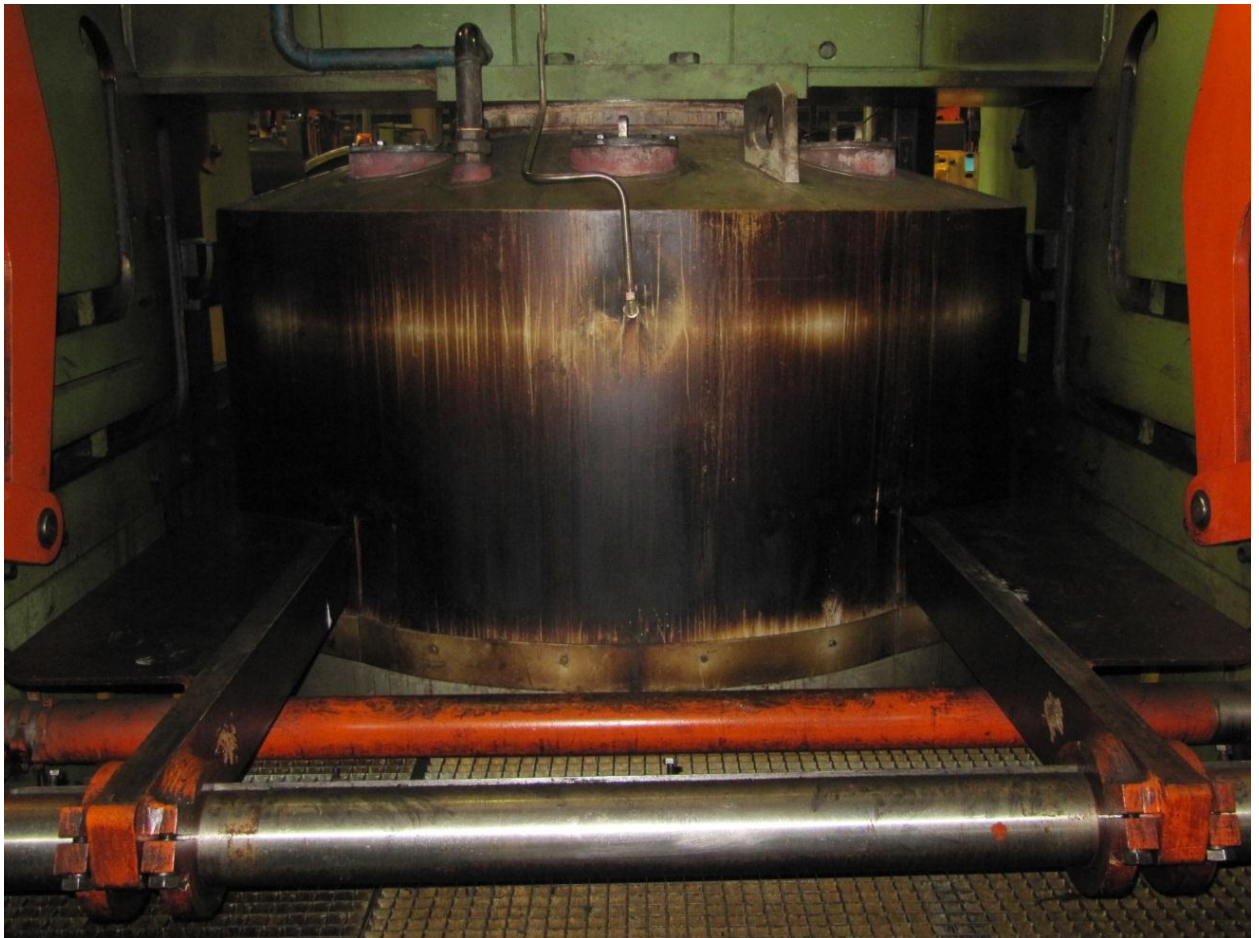
Obr. 18 Teplotní pole lisu VL95“, přední pohled



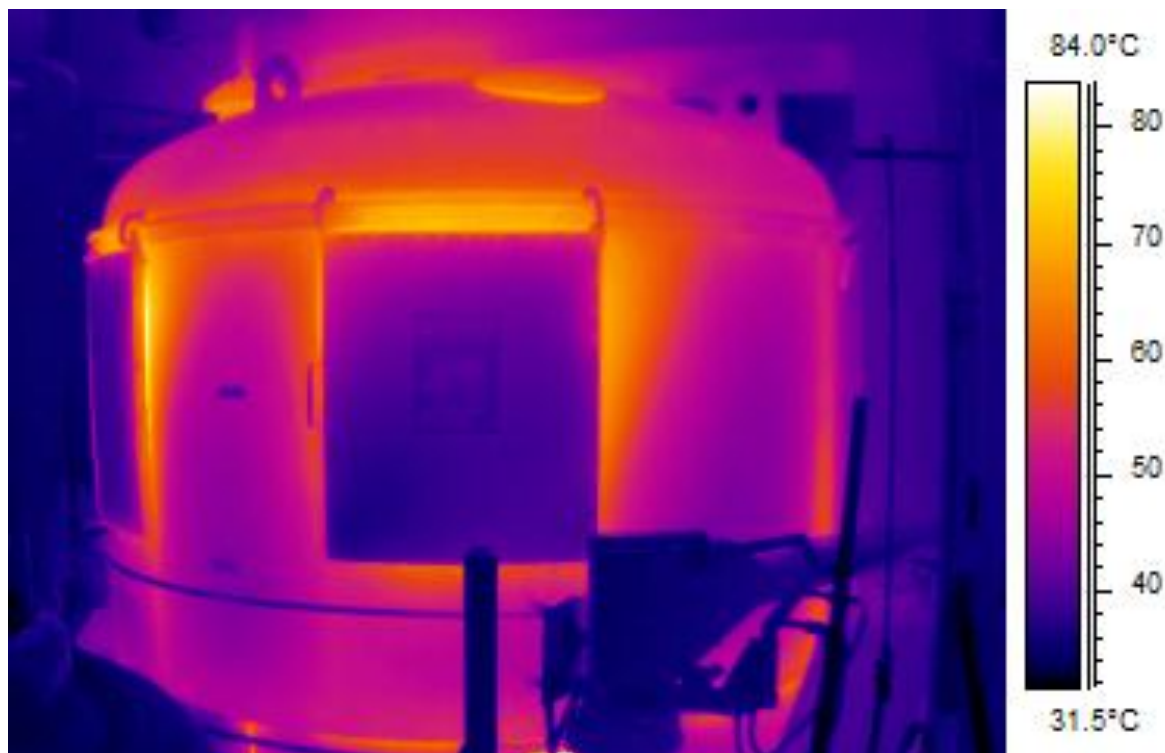
Obr. 19 Vulkanizační lis VL95“, přední pohled



Obr. 20 Teplotní pole lisu VL95“, zadní pohled



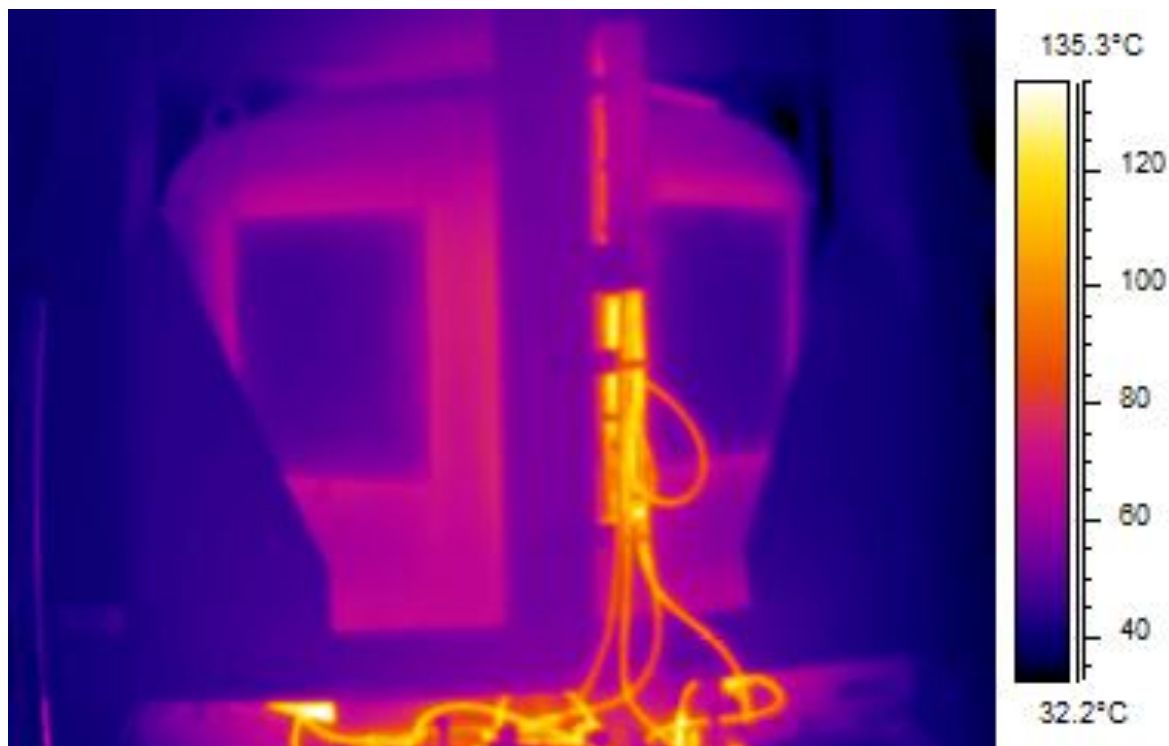
Obr. 21 Vulkanizační lis VL95“, zadní pohled



Obr. 22 Teplotní pole lisu VL100“, přední pohled



Obr. 23 Vulkanizační lis VL100“, přední pohled



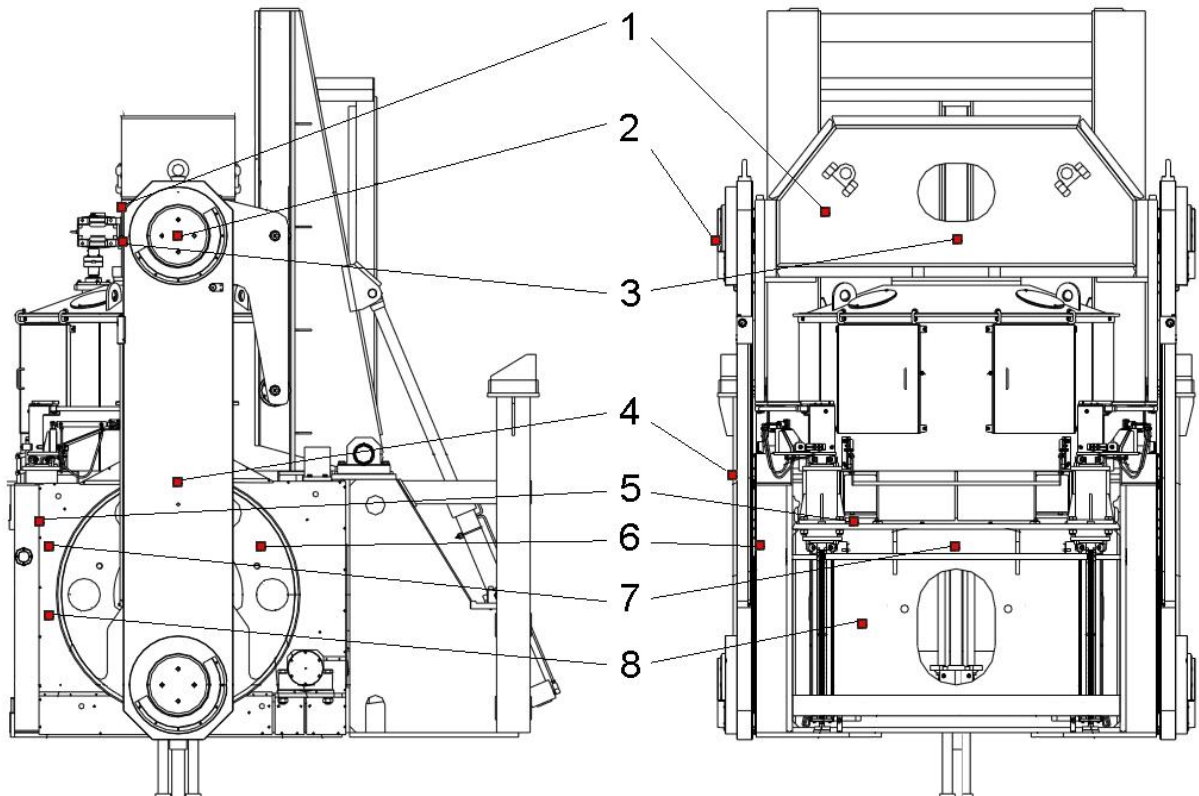
Obr. 24 Teplotní pole lisu VL100“, zadní pohled



Obr. 25 Vulkanizační lis VL95“, zadní pohled

4.3.2 Výsledky dotykového měření

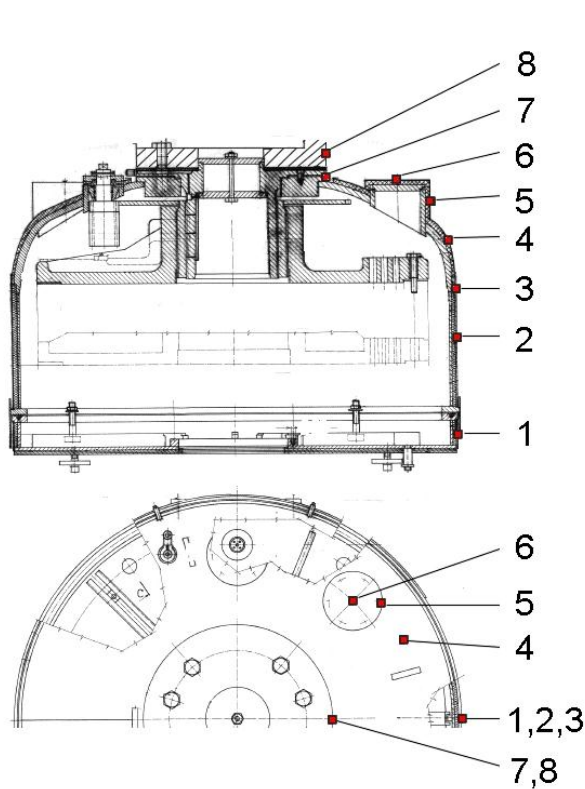
V Obr. 26 jsou zaneseny body, v nichž se dotykově měřila povrchová teplota na jednotlivých vulkanizačních lisech v průběhu vulkanizace, dále na Obr. 27, Obr. 28 je zachyceno rozložení měřených bodů na obalech vulkanizačních komor. Tabulka 2 jasně poukazuje na skutečnost, že v oblasti spojení parní komory s rámem a příčnicí dochází ke zvýšenému přenosu tepla do okolí, jenž se projevuje zvýšenou teplotou příčnice.



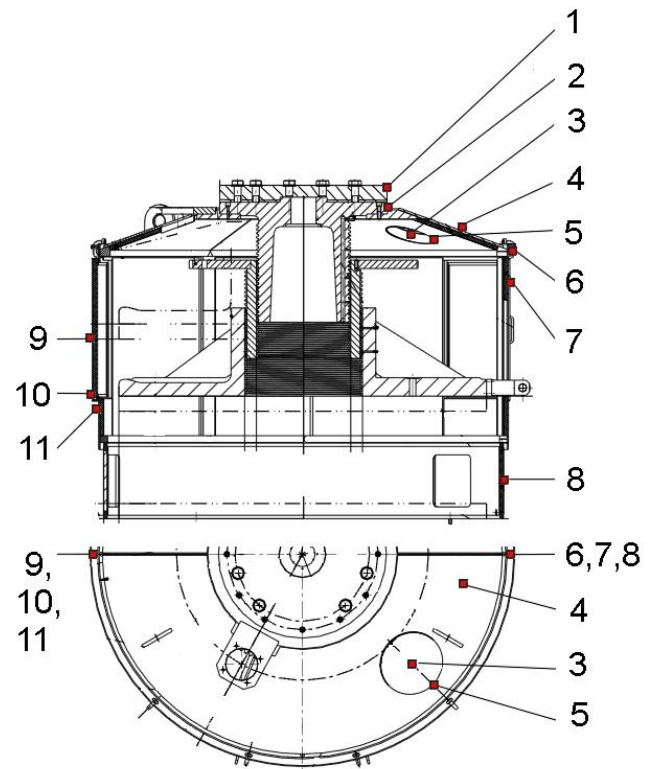
Obr. 26 Rozmístění měřených bodů na vulkanizačním lisu

Tabulka 2 Naměřené teploty na vulkanizačních lisech

LIS	Způsob vyhřívání	Teplota vulkanizačního lisu v jednotlivých měřících bodech [°C]							
		1	2	3	4	5	6	7	8
VL 90“	Parní komora	48	39	68	38	61	45	80	45
VL 95“	Parní komora	46	38	66	35	70	39	45	44
VL 100“	Topné desky	35	36	48	34	52	38	72	45



Obr. 27 Rozmístění měřených bodů na parní komoře vulkanizačních lisů



Obr. 28 Rozmístění měřených bodů na vulkanizační komoře s topnými deskami

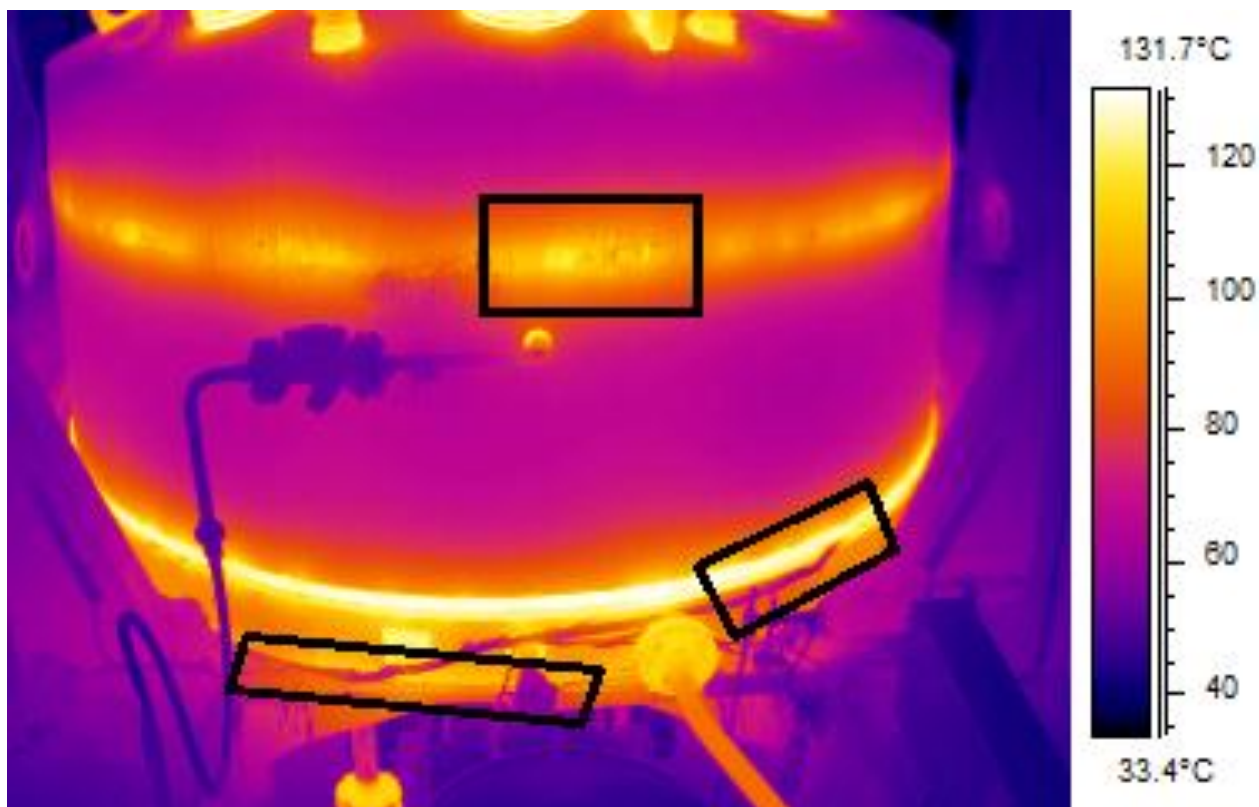
Tabulka 3 Naměřené teploty na vulkanizačních komorách

LIS	Způsob vyhřívání	Teplota vulkanizačních komor v jednotlivých měřících bodech [°C]										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
VL 90“	Parní komora	75	60	79	65	68	140	137	79	–	–	–
VL 95“	Parní komora	60	44	45	51	132	116	122	89	–	–	–
VL 100“	Topné desky	51	55	60	47	70	58	46	33	36	62	74

4.4 Závěry z měření teplotních polí

Nejdůležitější závěry z provedených měření je možné formulovat takto:

1. Nekrytované části parních komor vykazují vysoké povrchové teploty, viz Tabulka 3. Krytování těchto částí by bylo konstrukčně velmi náročné a z celkového pohledu energetických úspor nerentabilní z důvodu jejich relativně malé teplosměnné plochy.
2. Provedená měření mimo jiné naznačují existenci teplených mostů mezi vnějším krytováním komory a teplotním zdrojem uvnitř komory, jenž se mohou vyznačovat potenciálně výraznými tepelnými ztrátami do okolí.
3. Energeticky nejvýraznější mosty jsou černě identifikované na Obr. 29, tyto oblasti budou dále numericky analyzovány za účelem návrhu úprav stávajících řešení a následně kvantifikace případných energetických úspor.

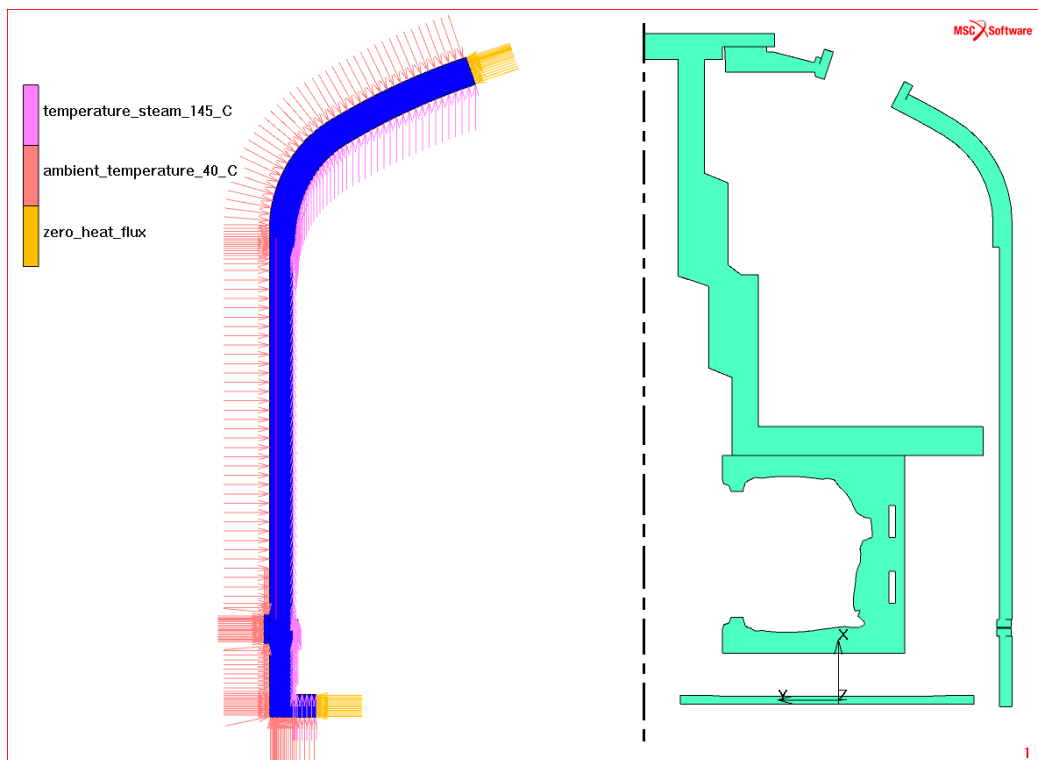


Obr. 29 Energeticky nejvýraznější tepelné mosty na vulkanizační komoře

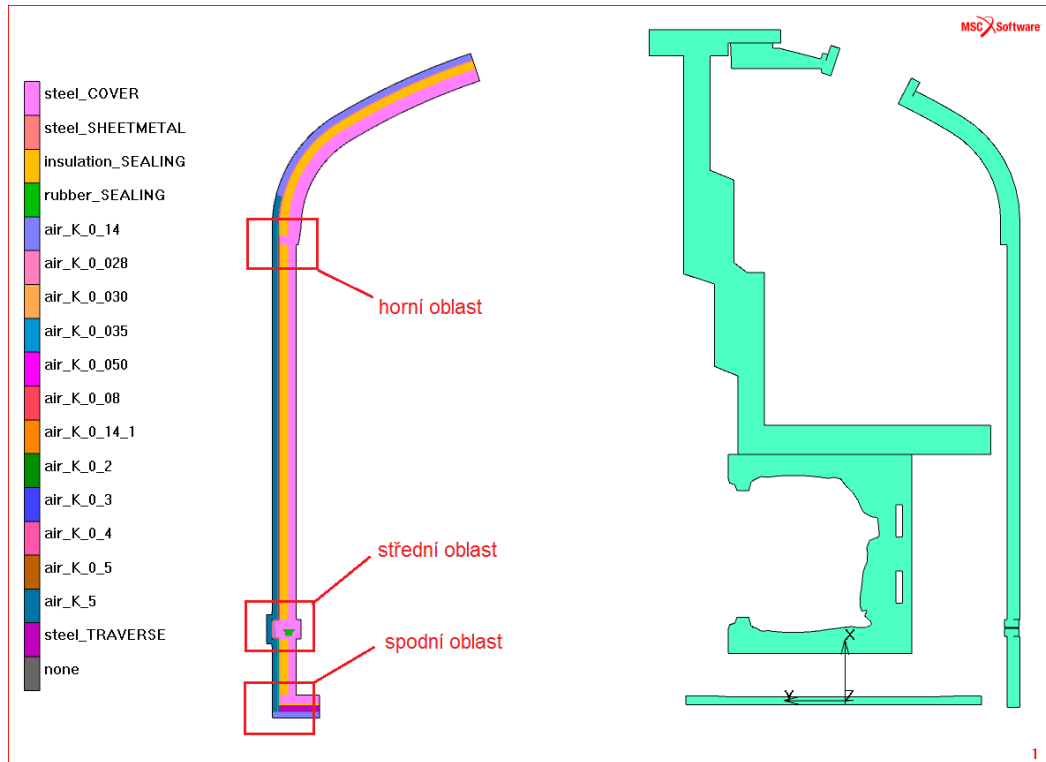
5 NUMERICKÉ ŘEŠENÍ PROSTUPU TEPLA KRYTEM KOMORY – POROVNÁNÍ STÁVAJÍCÍ A OPTIMALIZOVANÉ KONSTRUKCE

V této kapitole jsou prezentovány teplotní výpočty axisymetrického modelu krytu vulkanizačního lisu. Připomeňme, že zjednodušený axisymetrický model řezu krytem lisu včetně vnější vzduchové vrstvy je postaven na přístupu popsaném v kapitole 3.8. Jak bylo potvrzeno termovizním měřením (viz kapitola 4.4), existují ve vnějším opláštění krytu lisu tepelné mosty, které byly vytvořeny nevhodnou konstrukcí v oblastech zakončení vnější izolace krytu a dále v místě dosednutí horního dílu krytu na díl spodní. Celkem se tedy jedná z tepelného hlediska o tři kritické oblasti (dále označované jako „horní“, „střední“ a „dolní“ – viz Obr. 31, které jsou analyzovány v rámci axisymetrického modelu. Srovnání stávajícího provedení a provedení, které bylo optimalizováno z hlediska tepelných ztrát, je pro větší přehlednost provedeno tak, že v horní polovině příslušných stránek bude vždy umístěn obrázek příslušející stávajícímu provedení a ve spodní polovině bude umístěn obrázek optimalizovaného provedení pro snížení tepelných ztrát. Teplotní úloha prostupu tepla krytem komory byla řešena jako stacionární s tím, že na vnitřním povrchu byla zadána konstantní teplota 145 °C. a na vnějším povrchu řešené oblasti byla předepsána teplota okolí 40 °C.

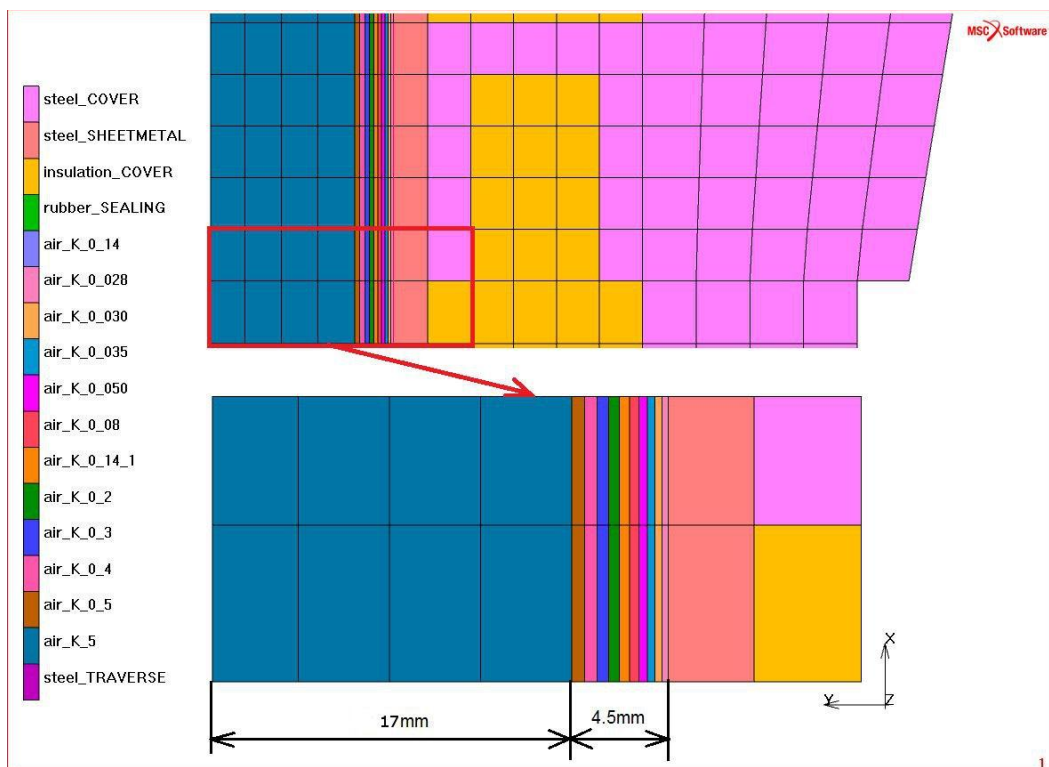
5.1 Definice axisymetrického výpočtového modelu



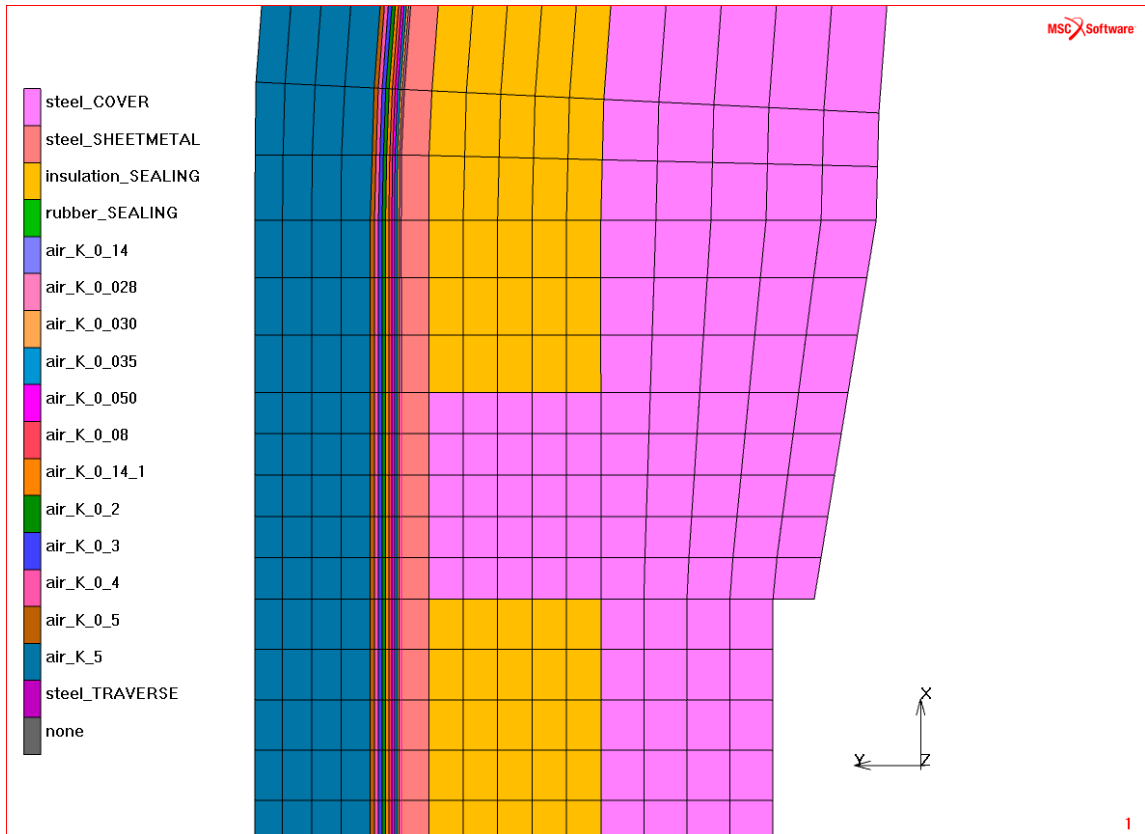
Obr. 30 Teplotní okrajové podmínky zjednodušeného axisymetrického modelu (v pravé části části je zelenou barvou zvýrazněn řez skutečnou komorou parního vulkanizačního lisu)



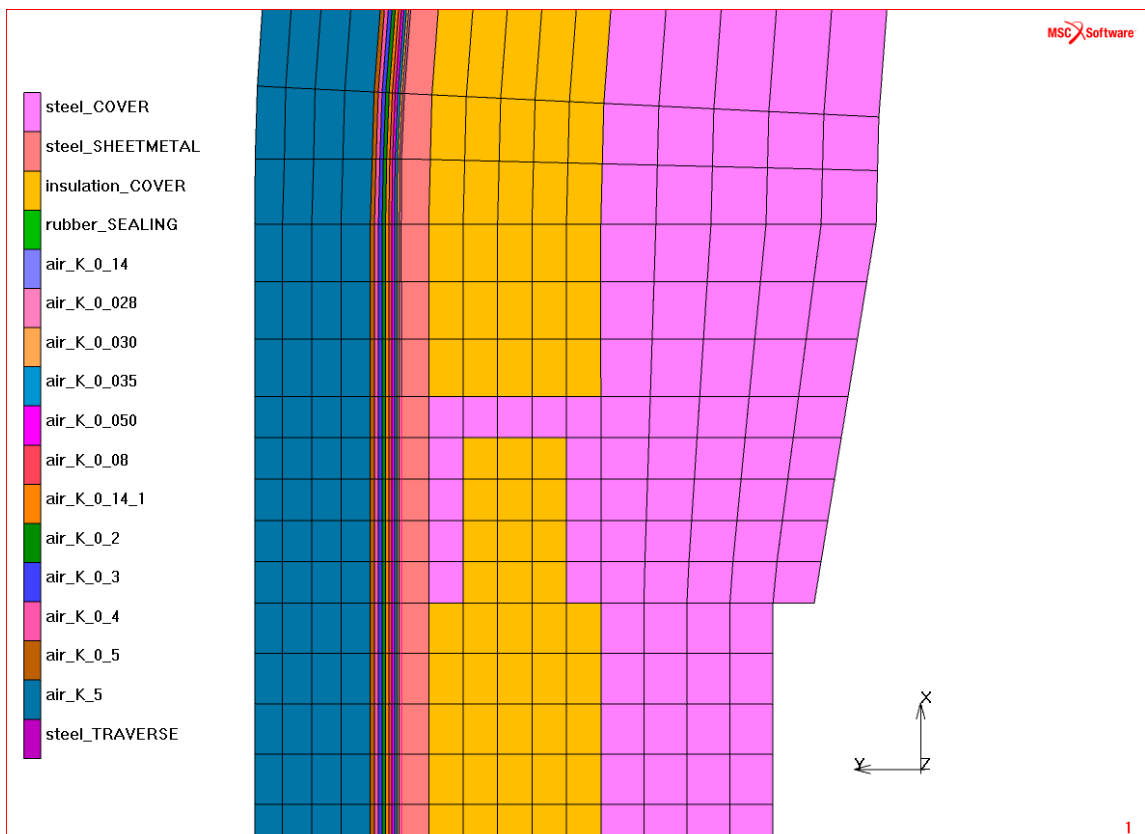
Obr. 31 Definice materiálu zjednodušeného axisymetrického modelu s vyznačením třech kritických oblastí, v nichž dochází k největším tepelným ztrátám



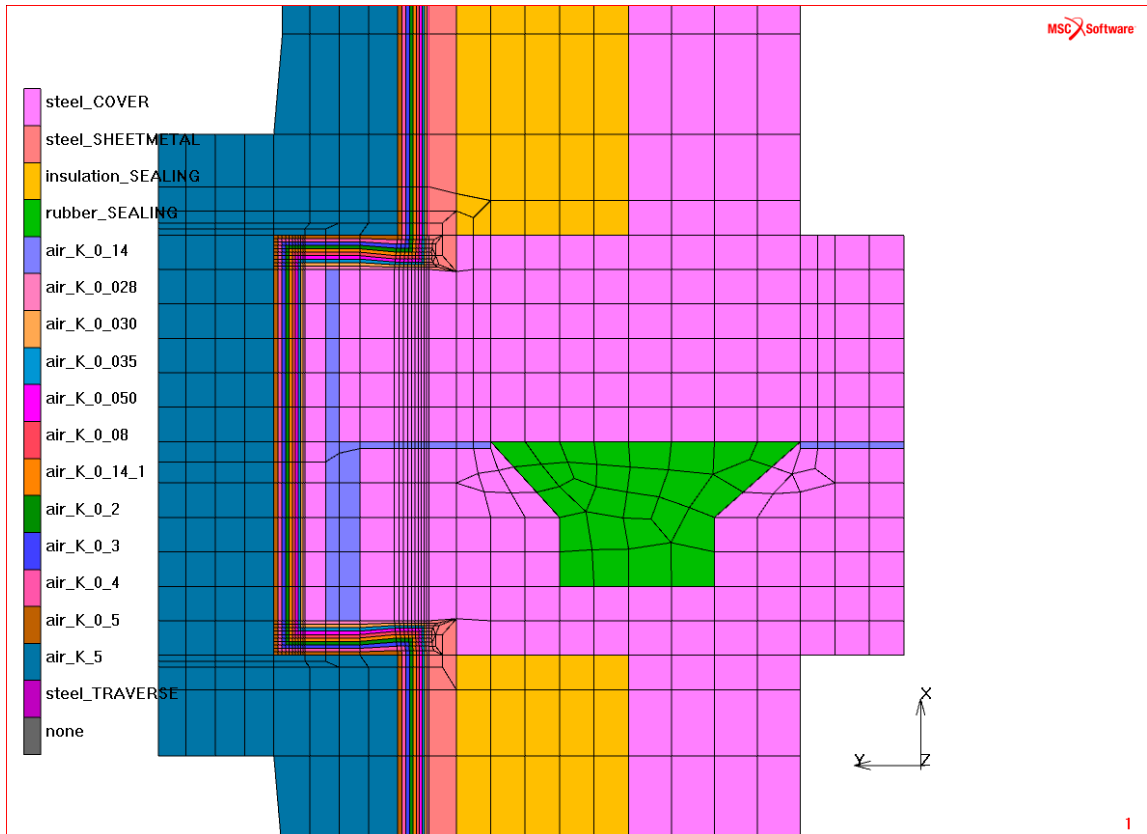
Obr. 32 Detail skladby náhradní mezni vrstvy (o tloušťce 4.5mm) tvořené deseti mezivrstvami, které se vyznačují zvyšující se tloušťkou a zvyšující se hodnotou tepelné vodivosti (v rozmezí hodnot 0.028 W/mK až 0.5 W/mK) ve směru od povrchu krytu (tj. +Y)



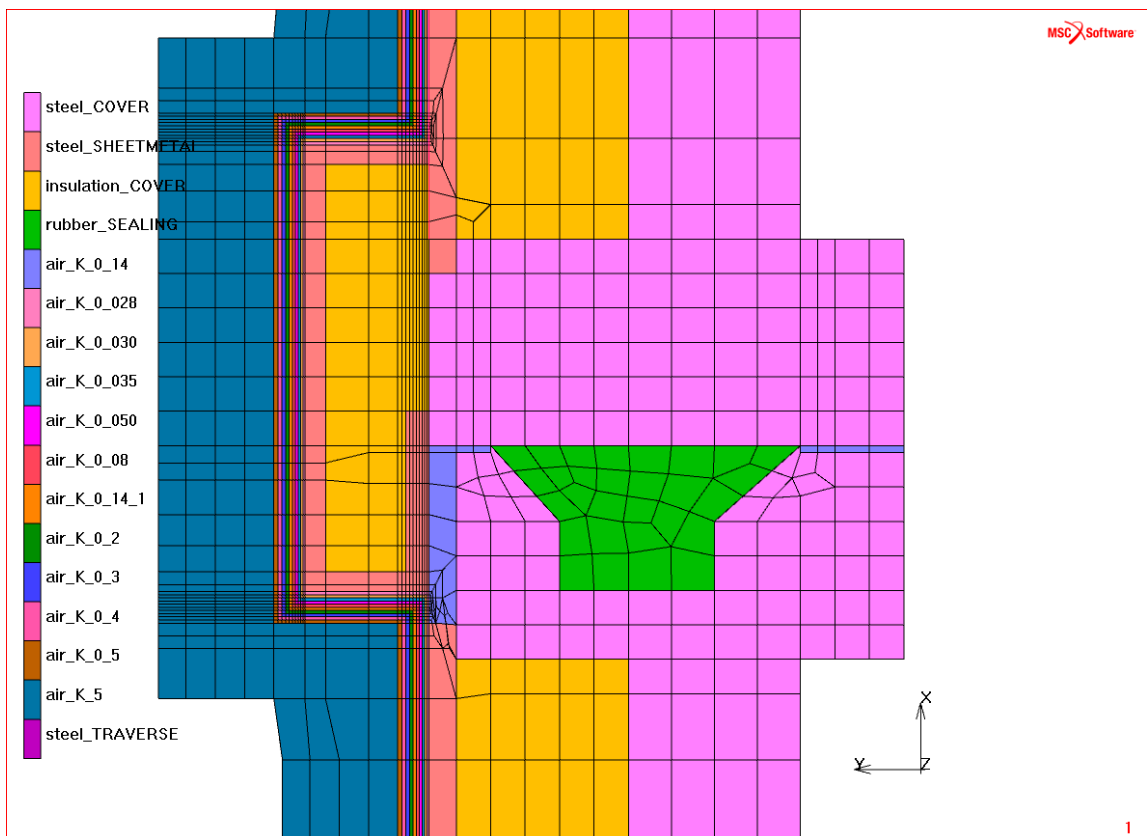
Obr. 33 Definice materiálu v horní oblasti – stávající provedení s obvodovým prstencem plného průřezu, který slouží k připevnění izolace a krycího plechu ke svařenci krytu parní komory



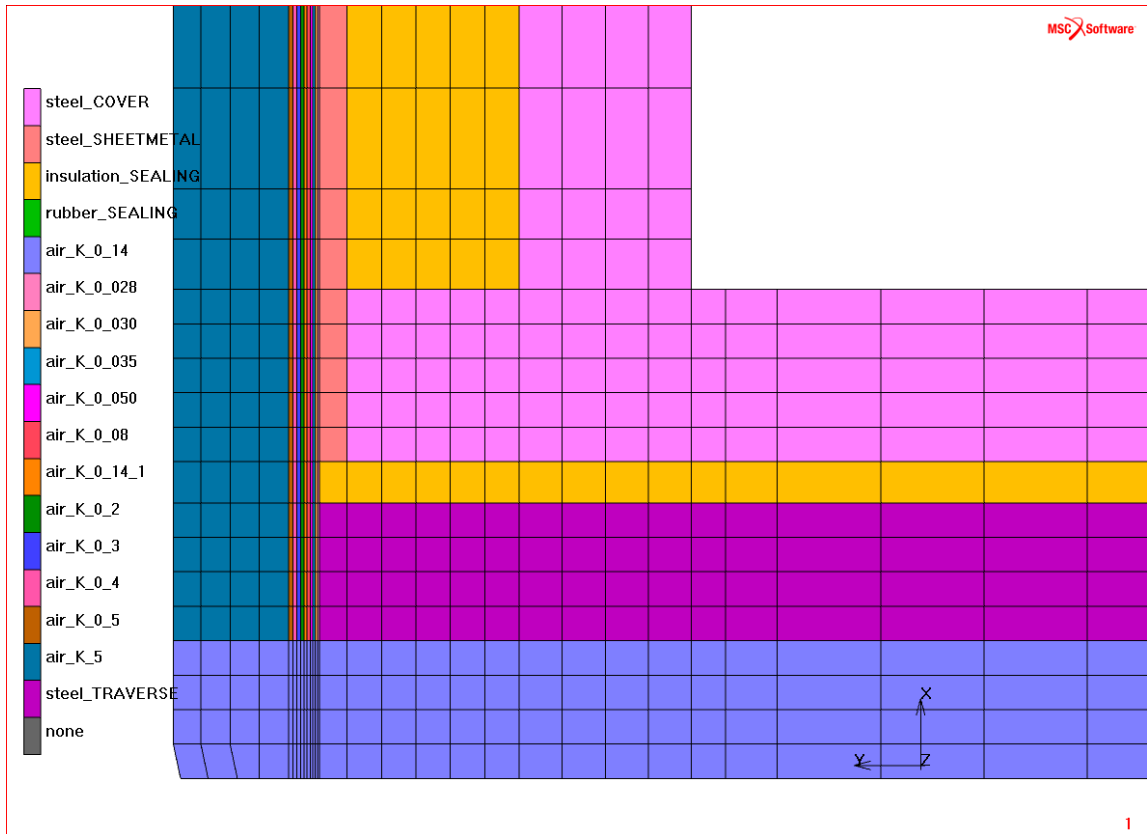
Obr. 34 Definice materiálu v horní oblasti – optimalizované provedení s fixačním prstencem otevřeného průřezu, do kterého je zespodu nasunuta obvodová izolace válcové části krytu



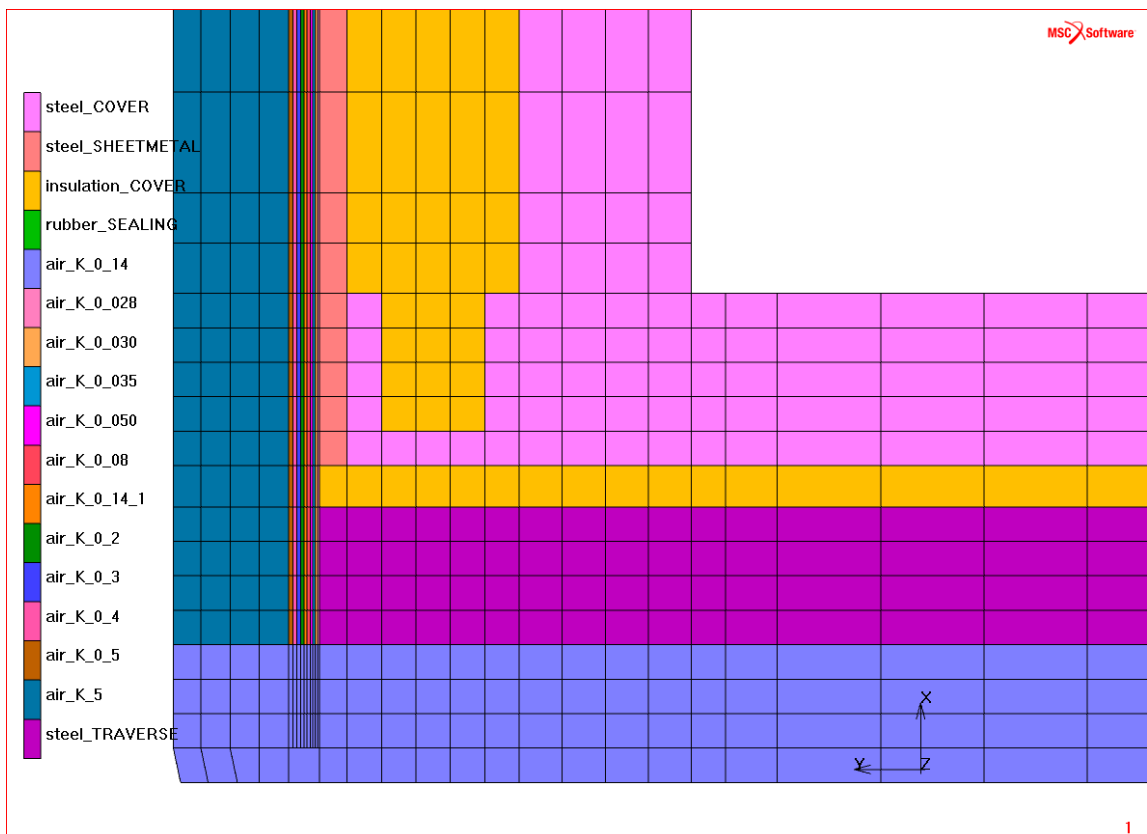
Obr. 35 Definice materiálu ve střední oblasti – stávající provedení kde oblast dosednutí horní části kruty na těsnící drážku je pouze překryta tenkým plechovým pásem



Obr. 36 Definice materiálu ve střední oblasti – optimalizované provedení, v němž je překryvný plechový pás nahrazen dutým profilem, který je vyplněn izolací

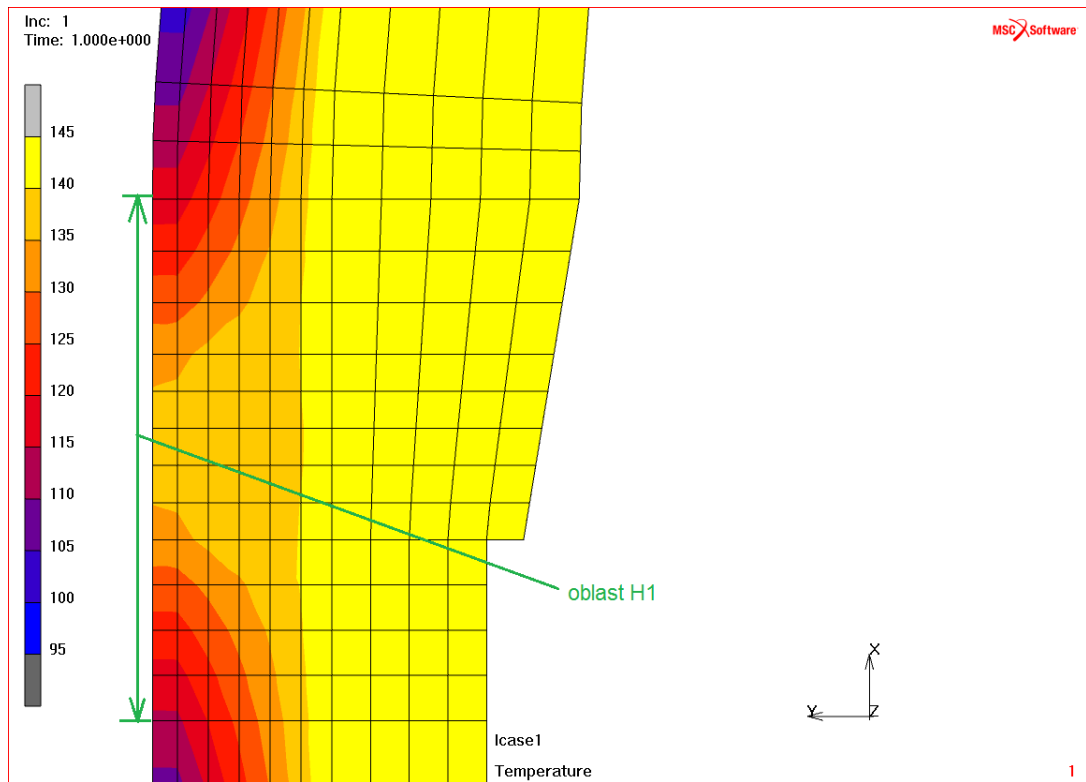


Obr. 37 Definice materiálu v dolní oblasti – stávající provedení s obvodovým prstencem plného průřezu, který slouží k připevnění izolace a krycího plechu k válcové části svařence krytu parní komory

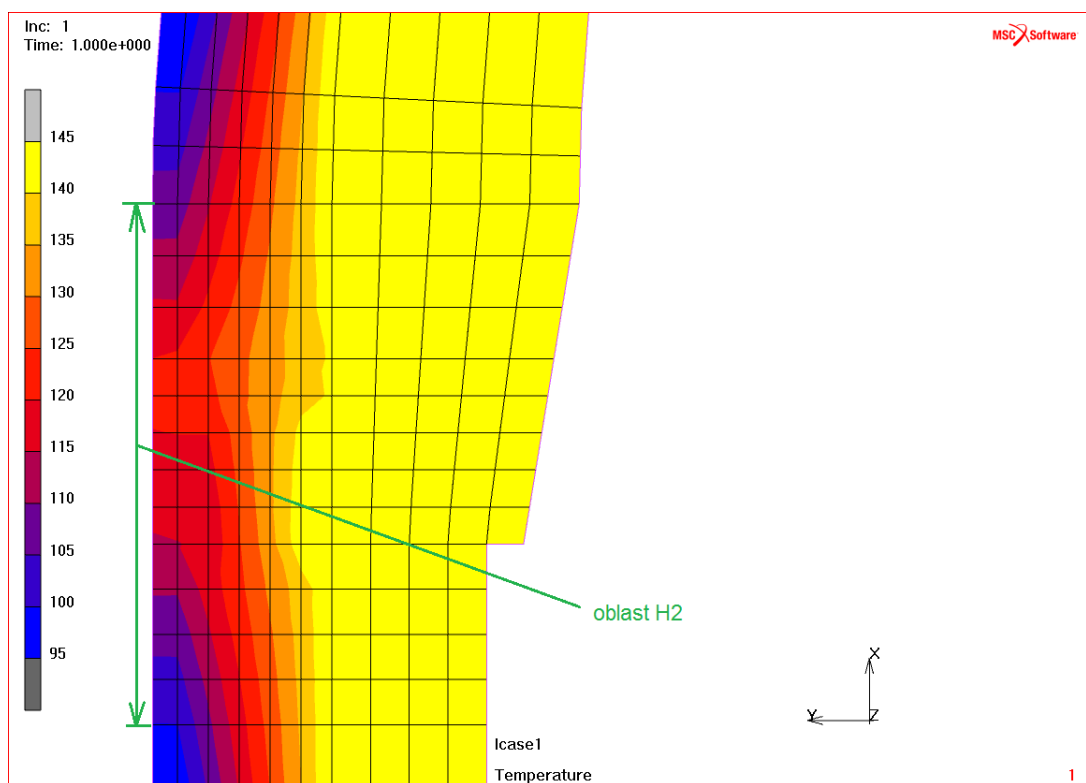


Obr. 38 Definice materiálu v dolní oblasti – optimalizované provedení, kde je plný fixační prsteneček nahrazen opět prstencem s otevřeným průřezem, do kterého je zasunuta izolace

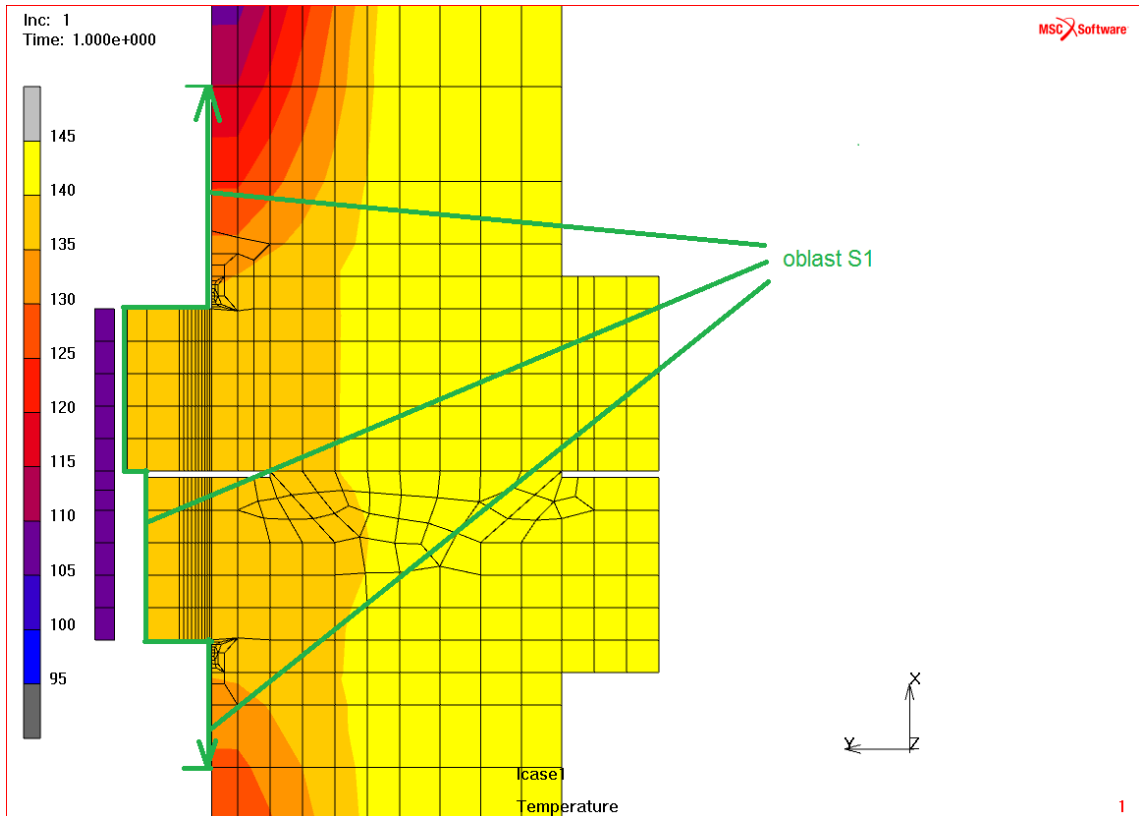
5.2 Srovnání výsledků stávajícího a optimalizovaného provedení



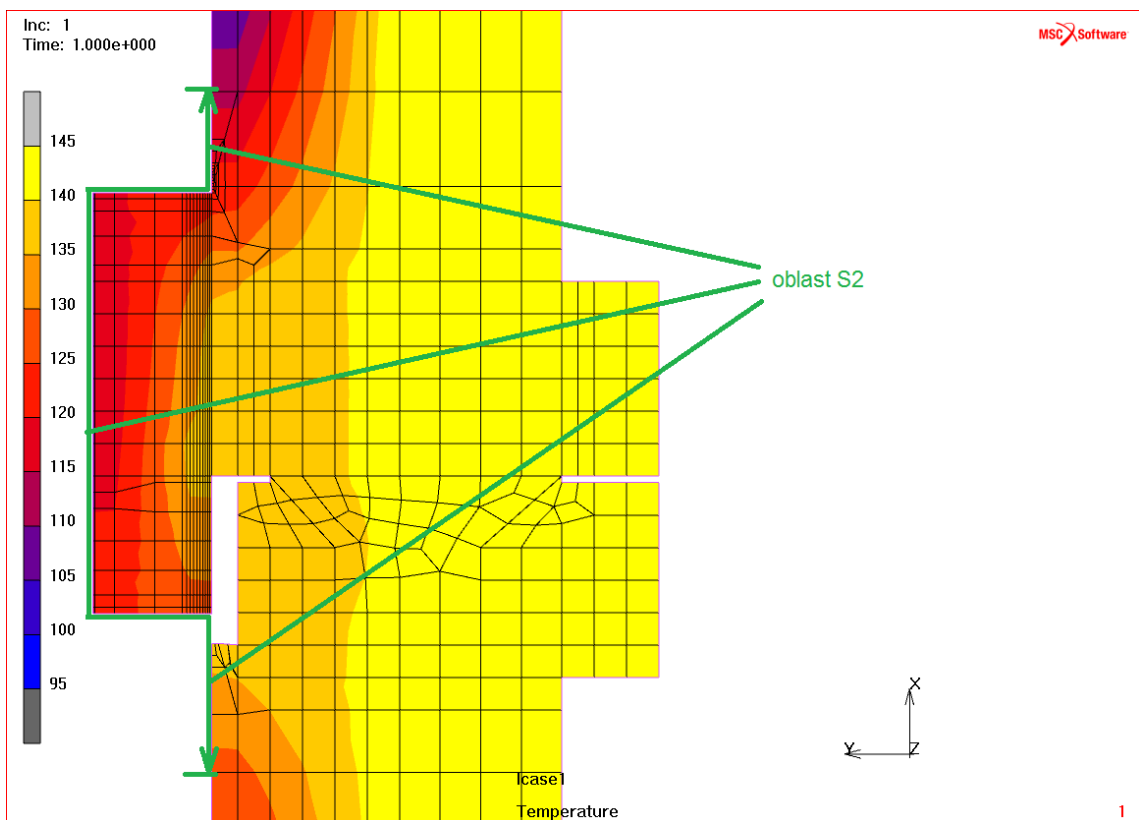
Obr. 39 Rozložení teploty v horní oblasti krytu (oblast H1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávacího grafu povrchových teplot – viz Obr. 45) – stávající provedení



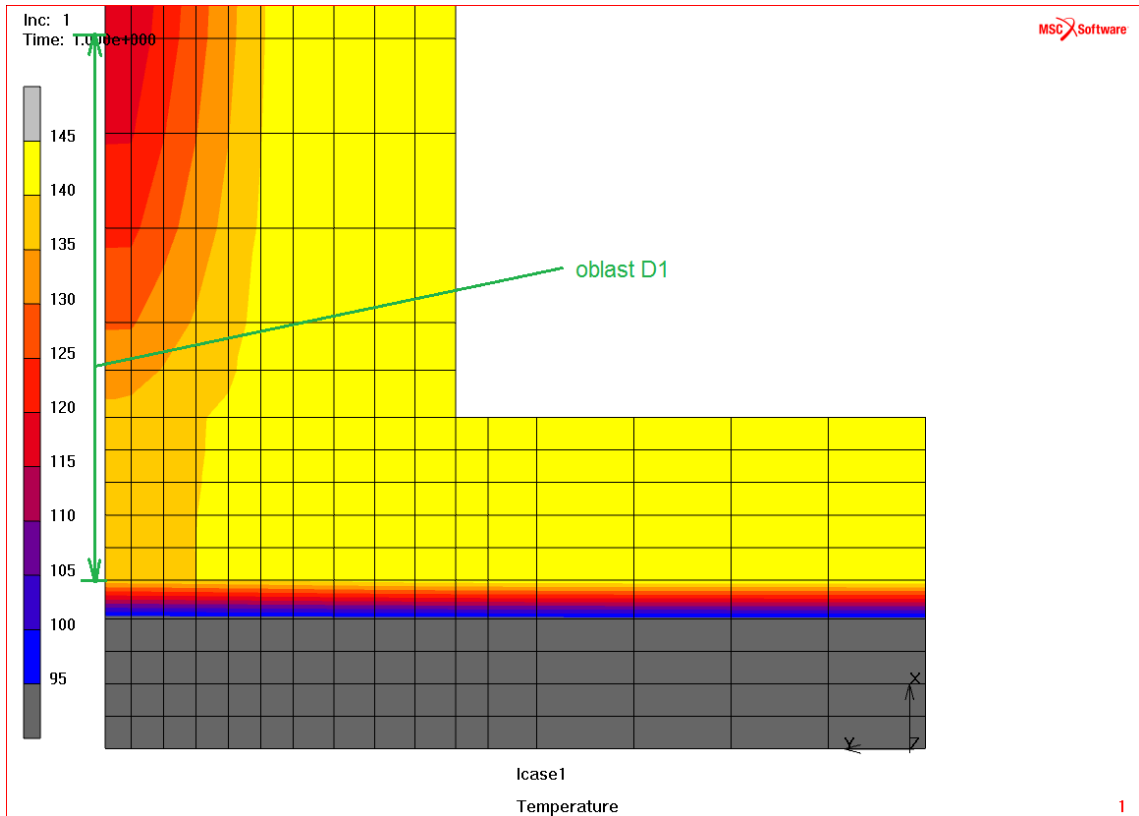
Obr. 40 Rozložení teploty v horní oblasti krytu (oblast H2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávacího grafu povrchových teplot – viz Obr. 46) – optimalizované provedení



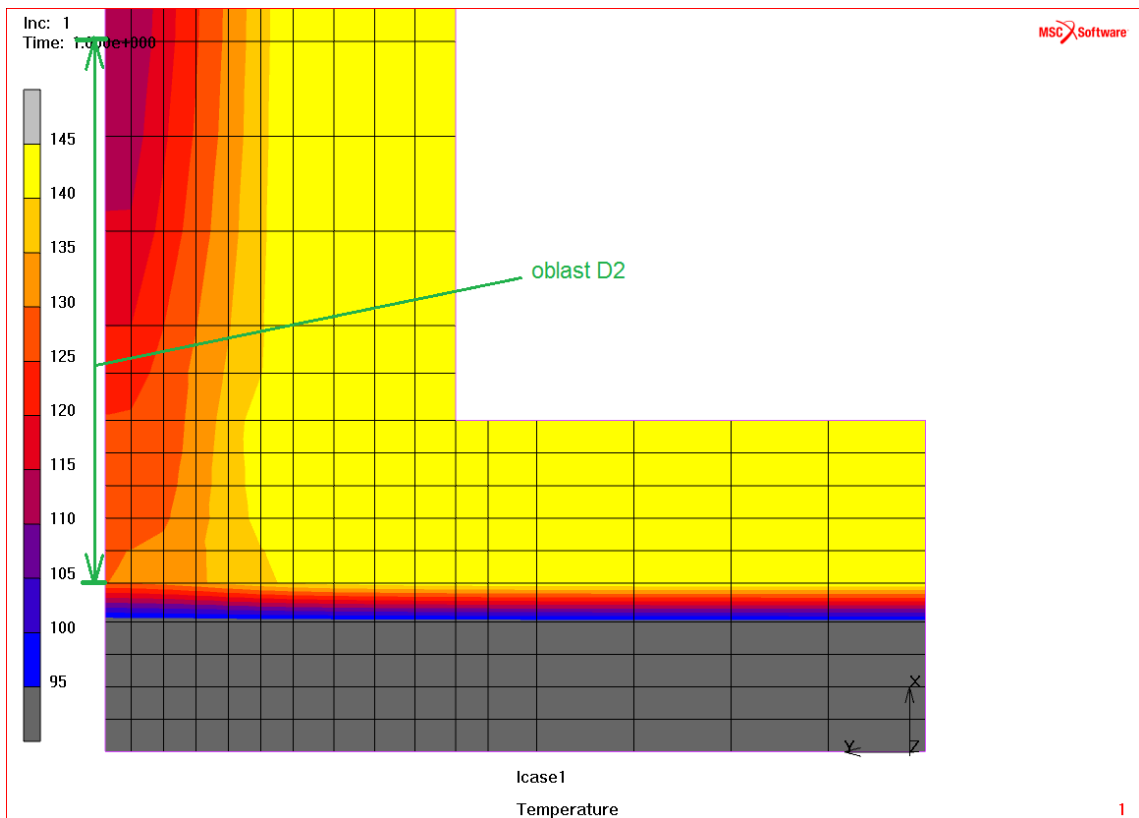
Obr. 41 Rozložení teploty ve střední oblasti krytu (oblast S1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávací grafu povrchových teplot – viz Obr. 47) – stávající provedení



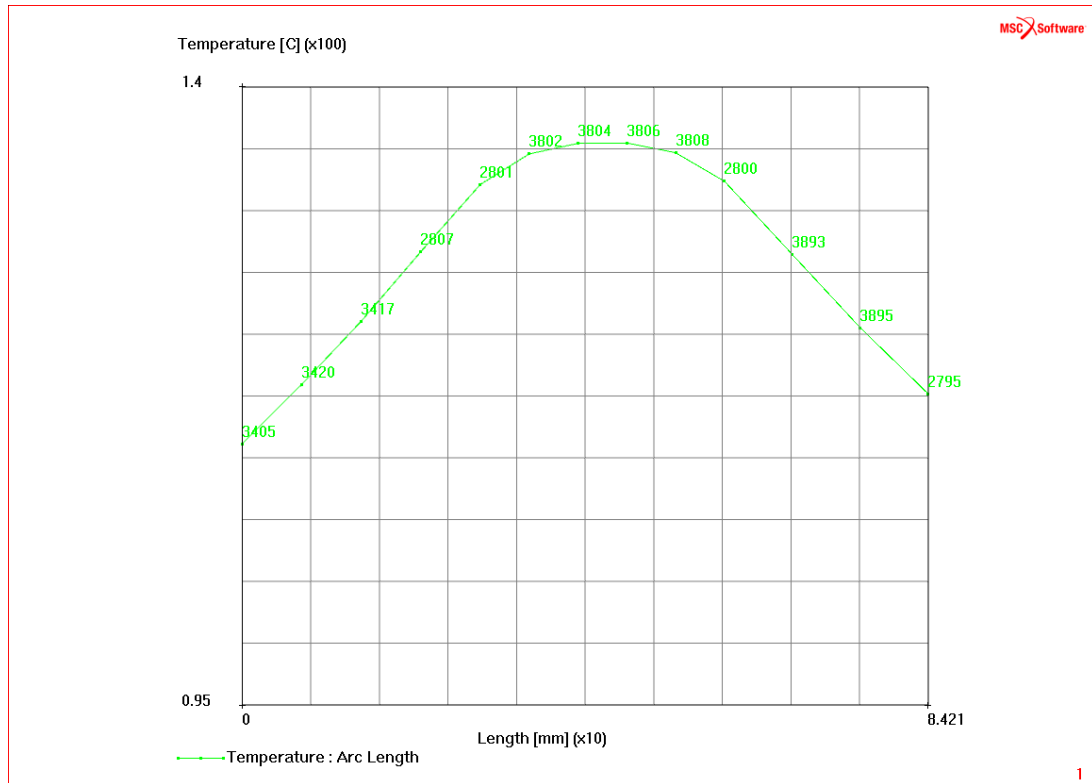
Obr. 42 Rozložení teploty ve střední oblasti krytu (oblast S2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávací grafu povrchových teplot – viz Obr. 48) – optimalizované provedení



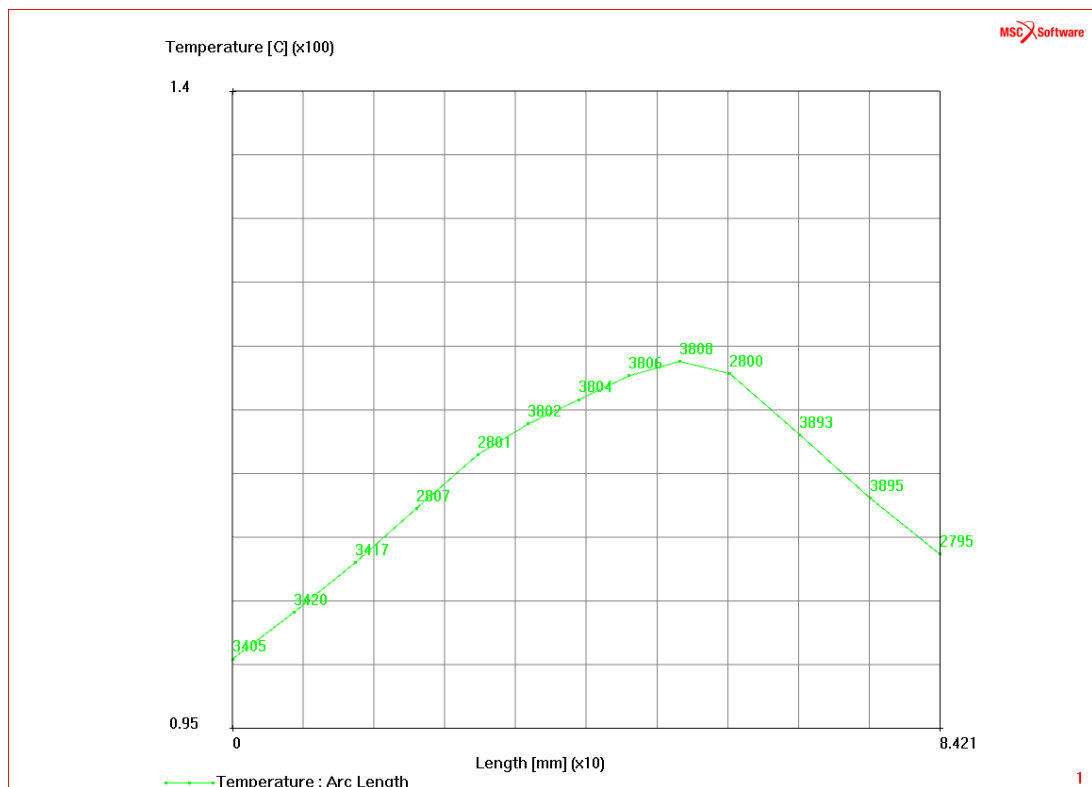
Obr. 43 Rozložení teploty v dolní oblasti krytu (oblast D1 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávací grafy povrchových teplot – viz Obr. 49) – stávající provedení



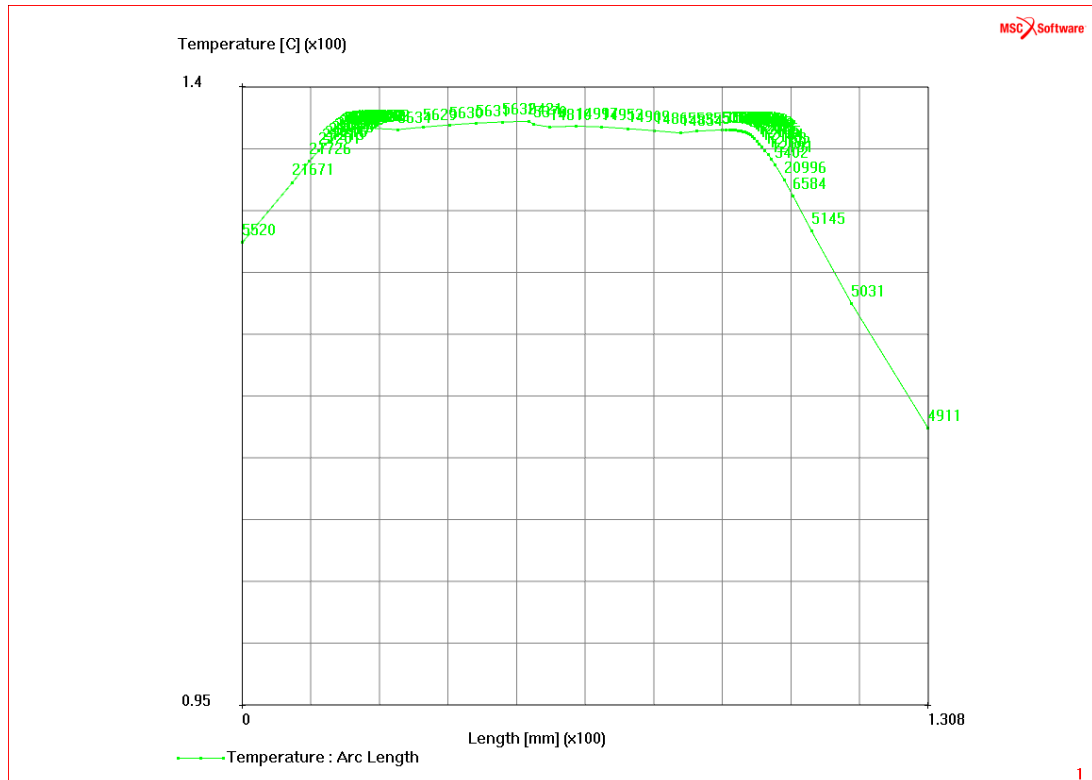
Obr. 44 Rozložení teploty v dolní oblasti krytu (oblast D2 vyznačuje úsek na povrchu opláštění pro srovnání prostřednictvím srovnávací grafy povrchových teplot – viz Obr. 50) – optimalizované provedení



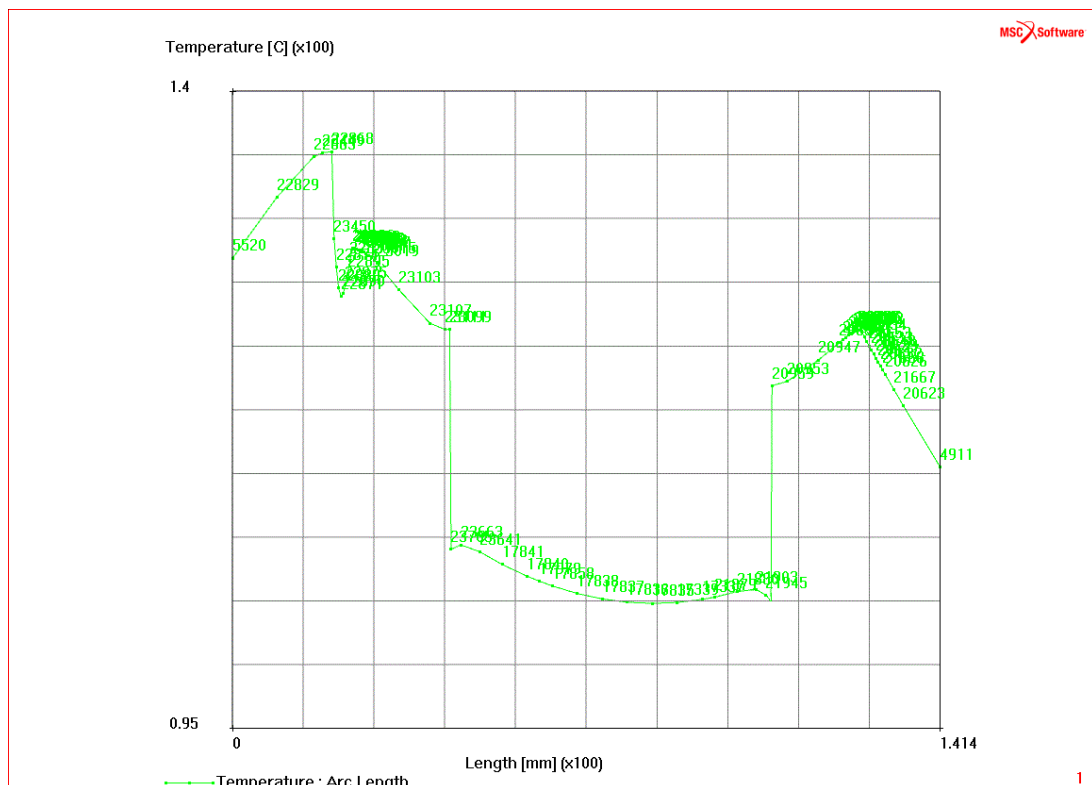
Obr. 45 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti H1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – stávající provedení, horní oblast



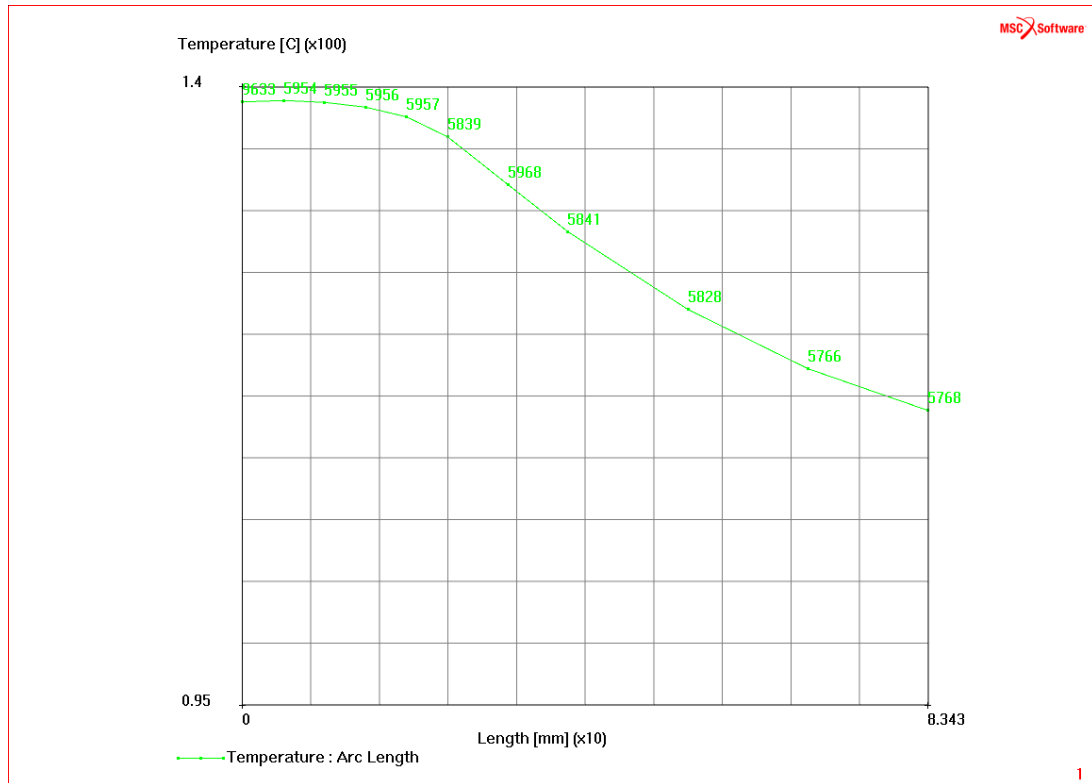
Obr. 46 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti H2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – optimalizované provedení, horní oblast



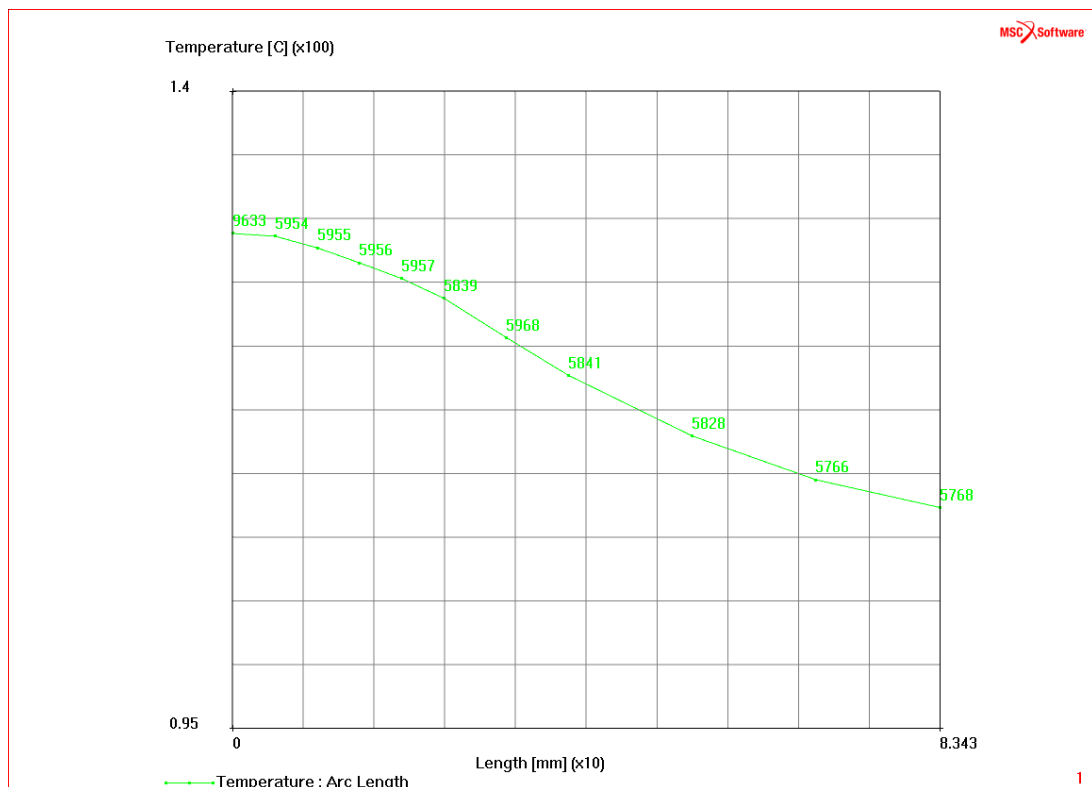
Obr. 47 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti S1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídacích uzlech) – stávající provedení, střední oblast



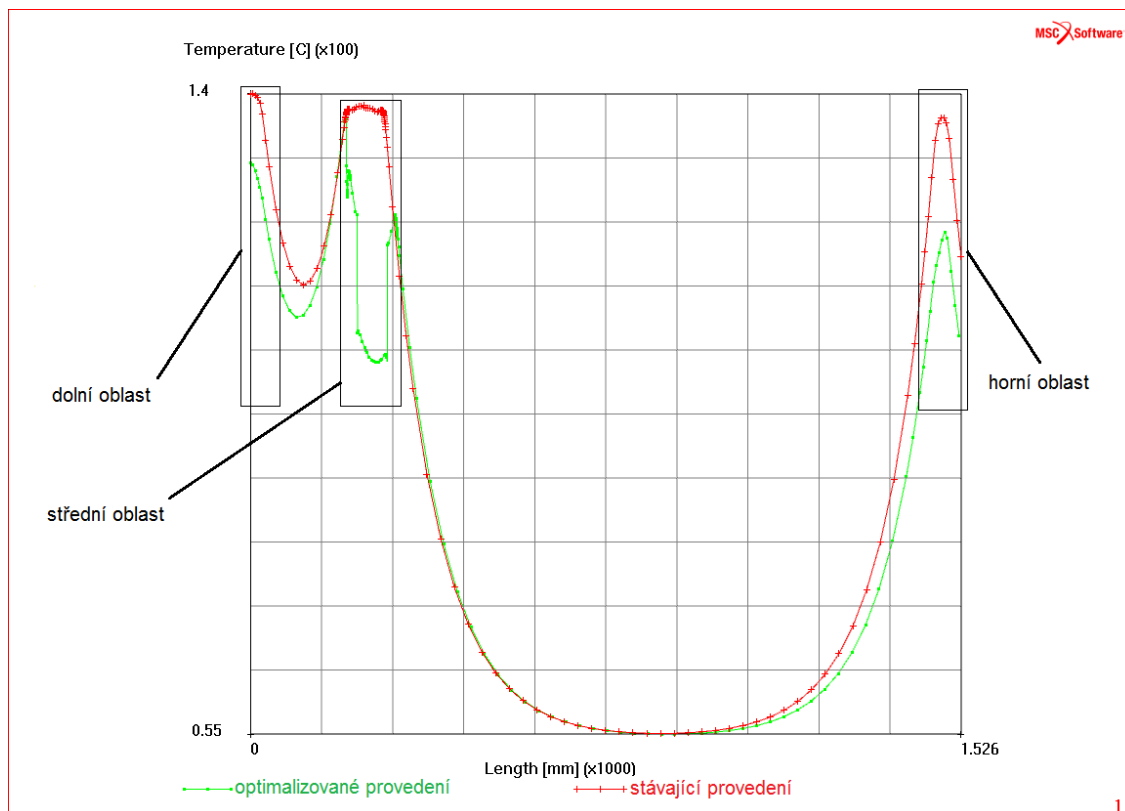
Obr. 48 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti S2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídacích uzlech) – optimalizované provedení, střední oblast



Obr. 49 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti D1, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – stávající provedení, dolní oblast



Obr. 50 Rozložení teploty na povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů oblasti D2, na ose Y s rozsahem od 95 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – optimalizované provedení, dolní oblast



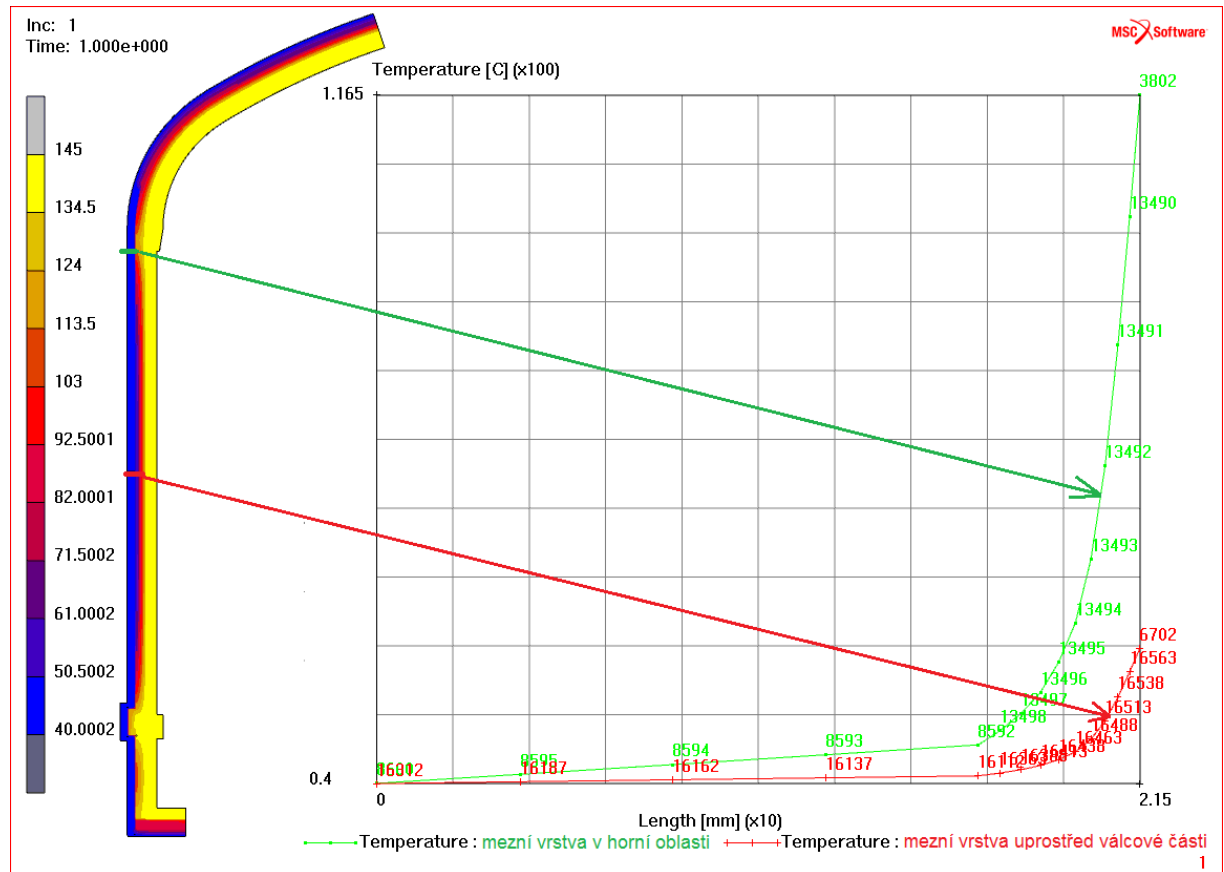
Obr. 51 Rozložení teploty na celé válcové části povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů, na ose Y s rozsahem od 55 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících si uzlech) – srovnání stávajícího a optimalizovaného provedení

Na výše uvedeném obrázku jsou srovnány průběhy na celé válcové části opláštění krytu parní varianty vulkanizačního lisu. Na základě těchto průběhů byly vyčísleny tepelné toky ve smyslu tepelných ztrát (viz Tabulka 4). Je třeba však zdůraznit, že pro výpočet tepelných toků přestupu tepla do okolí byla uvažována konstantní teplota okolního vzduchu a konstantní součinitel přestupu tepla. Z tohoto důvodu je třeba toto číselné srovnání považovat spíše za kvalitativní porovnání jednotlivých provedení než kvantitativně přesné stanovení tepelných ztrát.

Tabulka 4 Vypočtené stacionární tepelné toky jednotlivými oblastmi a celou válcovou částí vnějšího opláštění krytu vulkanizačního lisu (výpočet byl proveden podle vzorce (3 - 28), v němž byly uvažovány hodnoty $T_{\infty}=40\text{ °C}$ a $\alpha=50\text{ W/m}^2\text{ K}$ (13)).

Oblast	Tepelný tok [W]– stávající provedení	Tepelný tok [W]– optimalizované prove- dení	Úspora [%] optimalizované vůči stávajícímu provedení
Dolní	2.56	2.15	16
Střední	4.11	2.59	37
Horní	2.89	2.28	21
Celá válcová	21.15	19.14	9.5

Pro úplnost ještě doplníme průběhy teplot skrz náhradní mezní vrstvu. Na Obr. 52 jsou uvedeny ukázky dvou průběhů s velkou a malou povrchovou teplotou opláštění kruty. V obou případech je charakter průběhu teplot skrz náhradní mezní vrstvu podobný experimentálně stanovenému průběhu z Obr. 5.



Obr. 52 Rozložení teploty na celé válcové části povrchu opláštění krytu (na ose X je vynesena vzdálenost sousedících uzlů, na ose Y s rozsahem od 55 °C do 140 °C je vynesena teplota v odpovídajících uzlech) – srovnání stávajícího a optimalizovaného provedení

5.3 Závěry axisymetrického výpočtu prostupu tepla krytem lisu

Nejdůležitější závěry z provedených výpočtů je možné shrnout do následujících bodů:

1. Bylo prokázáno, že konstrukčně promyšlenějším způsobem připevnění vnější izolace krytu je možné snížit tepelné ztráty skrz hlavní válcovou část krytu téměř o 10%, což při zvolené konstantní okrajové podmínce přestupu tepla do okolí o teplotě 40 °C představuje trvalou úsporu přibližně 2 kW, což vytváří při průměrné ceně 4Kč/kWh a plánovaném třisměnném nepřetržitém ročním provozu finanční úsporu přibližně 70.000 Kč/rok.
2. Náhradní model mezní vrstvy umožnil řešit vliv konstrukčního provedení krytu lisu na rozložení povrchové teploty opláštění, která mohla interagovat s teplotním průběhem skrz náhradní mezní vrstvu. Výsledný charakter průběhu teplot v náhradní mezní vrstvě (viz Obr. 52) je v dobrém souladu s charakterem experimentálně zjištěných průběhů (viz Obr. 5).

6 NUMERICKÉ ŘEŠENÍ OHŘEVU PNEUMATIKY

6.1 Úvod

Výroba pneumatik vyžaduje zvládnutí řízení vulkanizačního procesu, jenž má zásadní vliv na tepelné a mechanické vlastnosti vyrobeného dílu. V zásadě, analýza vulkanizace může být považována za sdruženou teplotně-mechanickou úlohu spotřebovávající teplo se zásadní závislostí fyzikálních vlastností na teplotě. Většina odborných prací se zabývá chemickými aspekty vulkanizace gumy, porovnávají vulkanizační kinetické modely, diskutují o různých matematických modelech simulací vulkanizace a demonstrují interakci mezi rozložením teplotních polí a stupni vulkanizace pneumatiky (14). Na základě výše uvedeného jsem se zaměřil na možnosti použití numerických simulací pro objasnění přestupu tepla ve vulkanizační komoře během procesu vulkanizace s ohledem na použitý princip vyhřívání a konstrukci vulkanizační formy a dále na porovnání efektivity použití parní komory a topných desek ve vulkanizačních lisech. Tyto výsledky a postupy mohou být použity pro optimalizaci vulkanizačních cyklů, tzn. ke zvýšení kvality výsledného produktu a ke snížení spotřeby energie.

6.2 MKP model

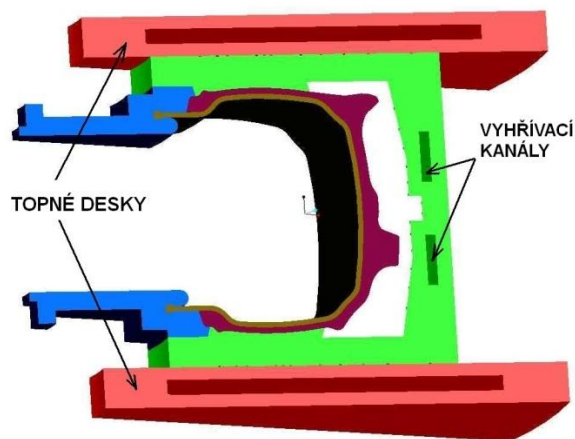
Model formy a pneumatiky byl vytvořen na základě výkresové dokumentace pro vulkanizační formu. Úloha byla vždy pro všechny varianty uvažována jako rotačně symetrická (axisymetrická) a bylo použito cca 16000 prvků typu QUAD4. Jednotlivé oblasti v modelu se lišily materiálovými vlastnostmi, viz Tabulka 5. Materiál typu guma byl zadán pro membránu a pneumatiku. Materiál typu pěnové sklo je použit pro izolace u varianty s topnými deskami. Označení materiálů MKP modelu je uvedeno v Obr. 55 a v Obr. 56.

Tabulka 5 Použité materiálové vlastnosti

Materiál	Hustota [kg.m ⁻³]	Tepelná kapacita [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Tepelná vodivost [W.m ⁻² .K ⁻¹]
Guma	930	450	0,14
Ocelolitina	7850	470	53,4
Pěnové sklo	140	840	0,07



Obr. 53 CAD model segmentu pneumatiky



Obr. 54 CAD model segmentu pneu včetně formy a topných desek

Tabulka 6 Řešené varianty podle způsobu vyhřívání pneumatiky

Název varianty	Číslo varianty	Popis specifikace
Topné desky a kanály	1	Topné desky a kanály vyhřívané párou, bombírovací membrána vyhřívána horkou vodou, hliníkové vložky vulkanizační formy
Topné desky	2	Topné desky vyhřívané párou – bez kanálů, bombírovací membrána vyhřívána horkou vodou, hliníkové vložky vulkanizační formy
Parní komora, hliníková forma	3	Parní komora vyhřívána párou, bombírovací membrána vyhřívána horkou vodou, hliníkové vložky vulkanizační formy
Parní komora, ocelová forma	4	Parní komora vyhřívána párou, bombírovací membrána vyhřívána horkou vodou, celá vulkanizační forma ocelová

6.3 Topné režimy, materiálové vlastnosti a okrajové podmínky

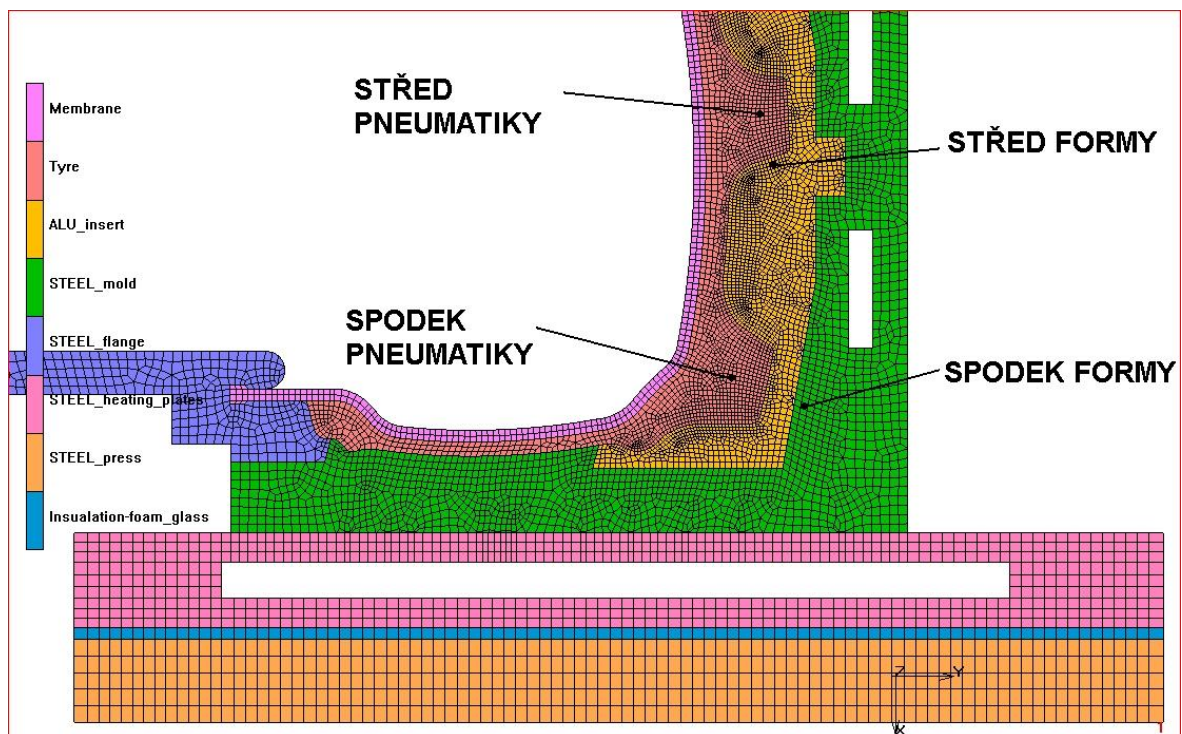
Teplotní a tepelné okrajové podmínky výpočtového modelu vychází z průběhů topných režimů převzatých z výpočtových zpráv č. zcu-002-2011 (15) a č. zcu-003-2011 (16), ale trvání jednotlivých period bylo prodlouženo podle údajů dostupných pro rozměrově podobnou pneumatiku, konkrétně faktorem 5/3.

Dle výpočtových zpráv (15), (16) bylo řešení teplotního pole rozděleno do dvou následujících úloh:

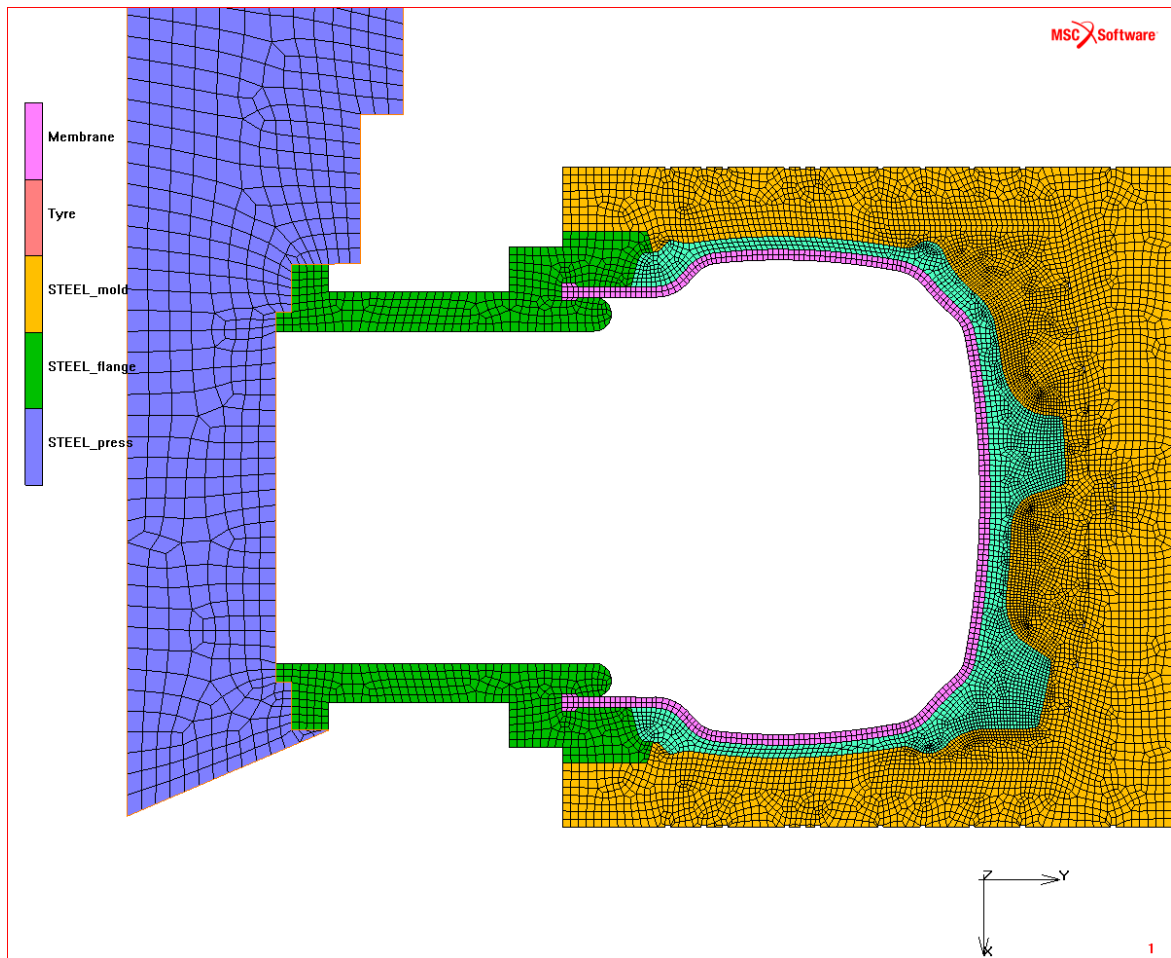
- stanovení stacionárního teplotního pole formy na začátku vulkanizačního procesu bez uvažované membrány a pneumatiky (**stacionární úloha**)
- simulování postupného ohřevu pneumatiky ve formě, přičemž prohřev vlastní membrány nebyl výpočtově řešen (elementy membrány byly pro výpočet deaktivovány) a teplotní okrajová podmínka byla předepsána rovnou pro rozhraní membrána/pneumatika (**nestacionární úloha**)

Předepsané časové průběhy pro teplotu $T[^\circ\text{C}]$ a součinitel přestupu tepla $\alpha [W.m^{-2}.K^{-1}]$ byly převzaty z (15), (16) a opět časově prodlouženy faktorem 5/3.

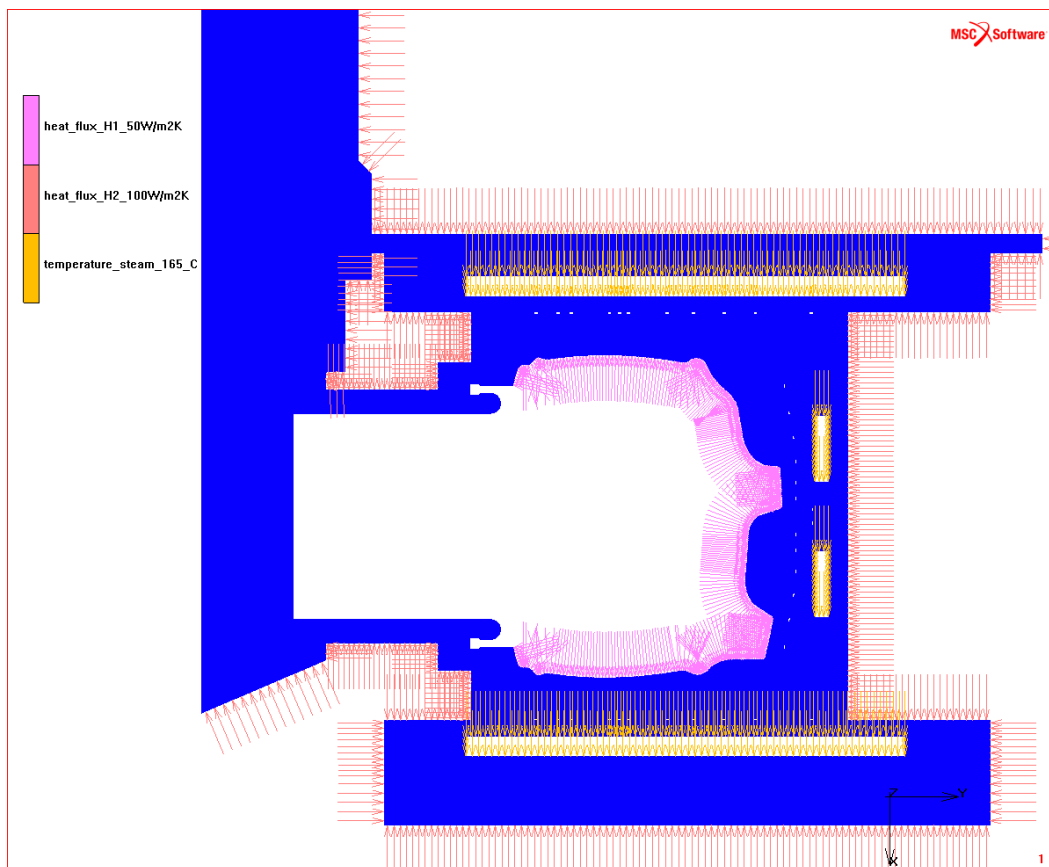
Na Obr. 55 jsou zachyceny použité materiály pro jednotlivé součásti pro varianty 1, 2 a 3. Dále jsou zde znázorněny čtyři oblasti, v nichž byla teplota měřena a následně graficky porovnávána pro všechny čtyři varianty.



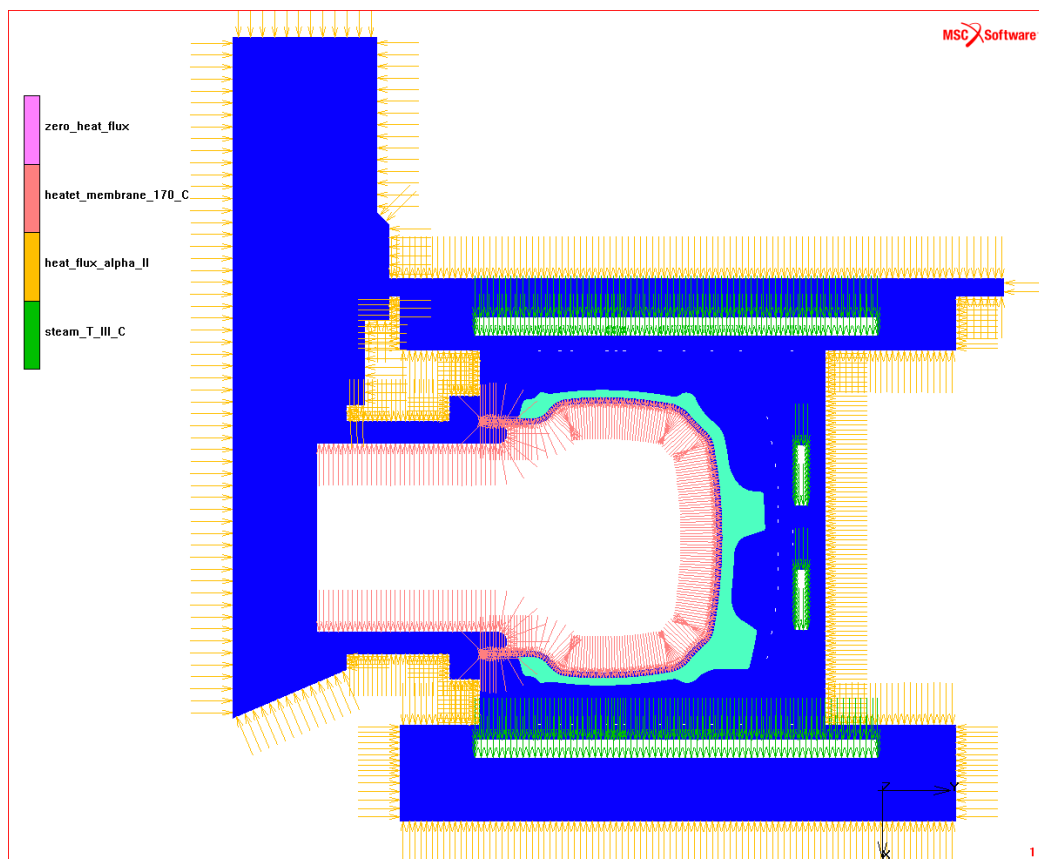
Obr. 55 Identifikace použitých materiálových vlastností pro varianty 1,2,3



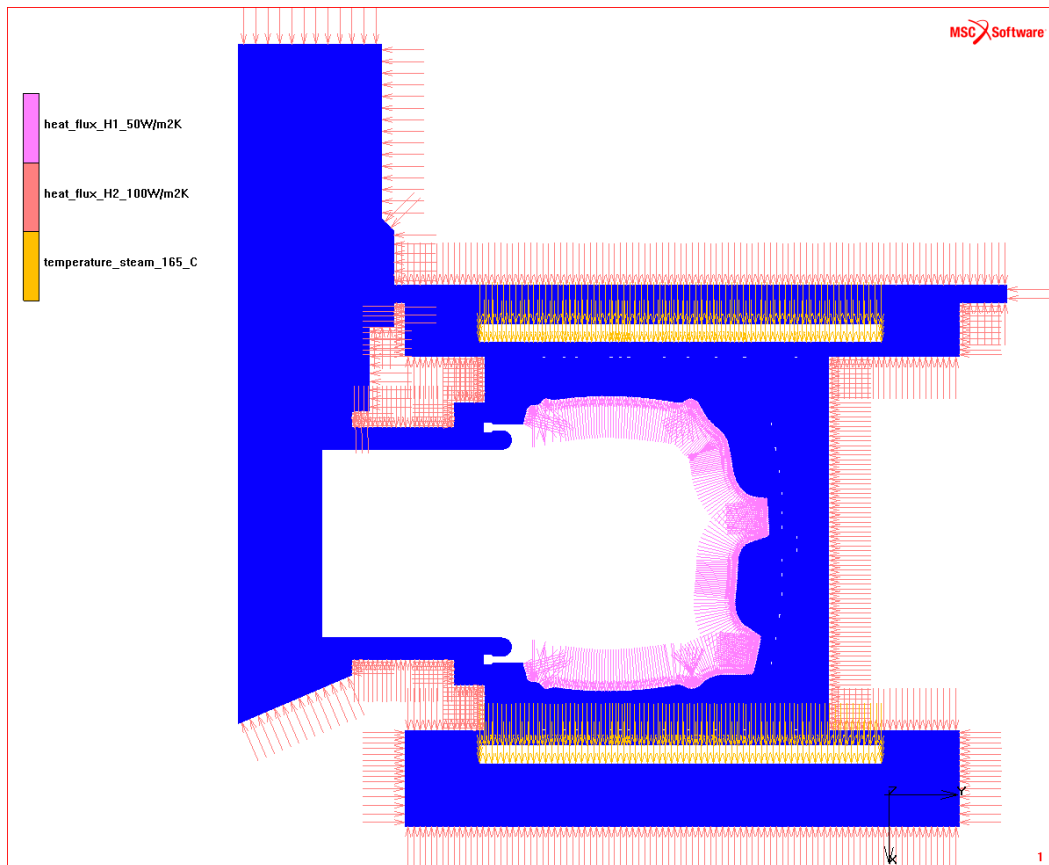
Obr. 56 Identifikace použitých materiálových vlastností pro variantu 4



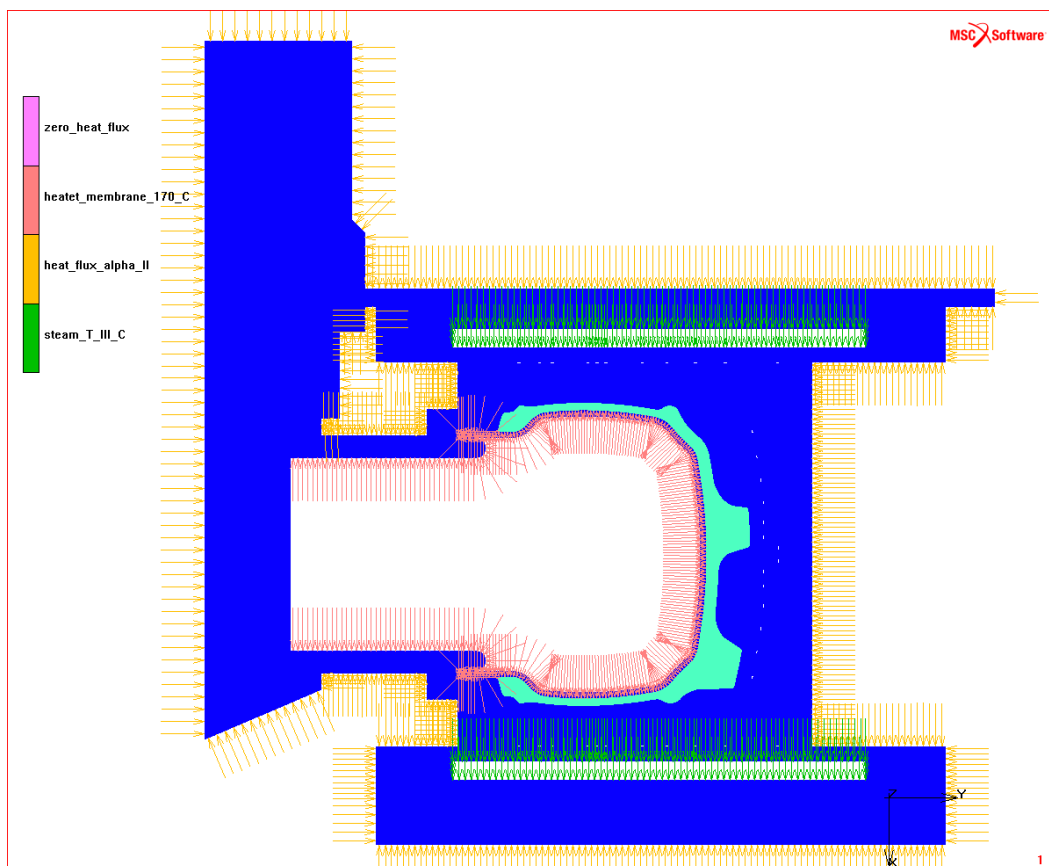
Obr. 57 Okrajové podmínky pro *stacionární* úlohu varianty 1



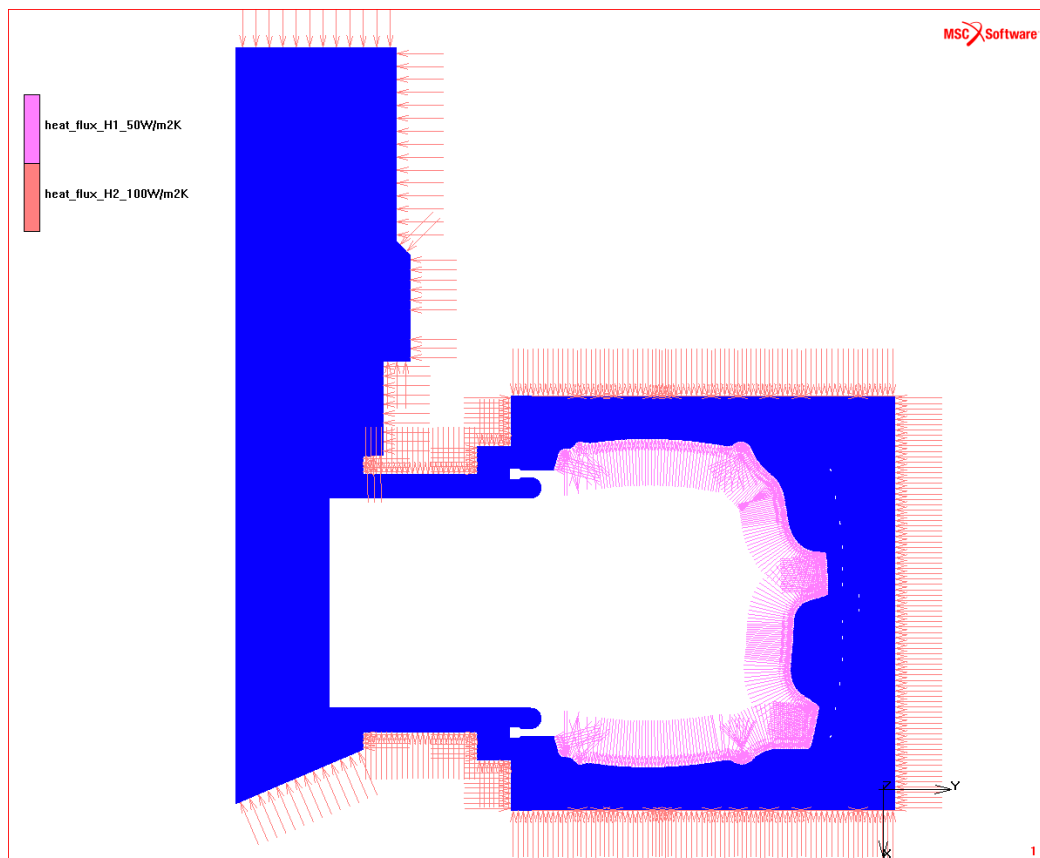
Obr. 58 Okrajové podmínky pro *nestacionární* úlohu varianty 1



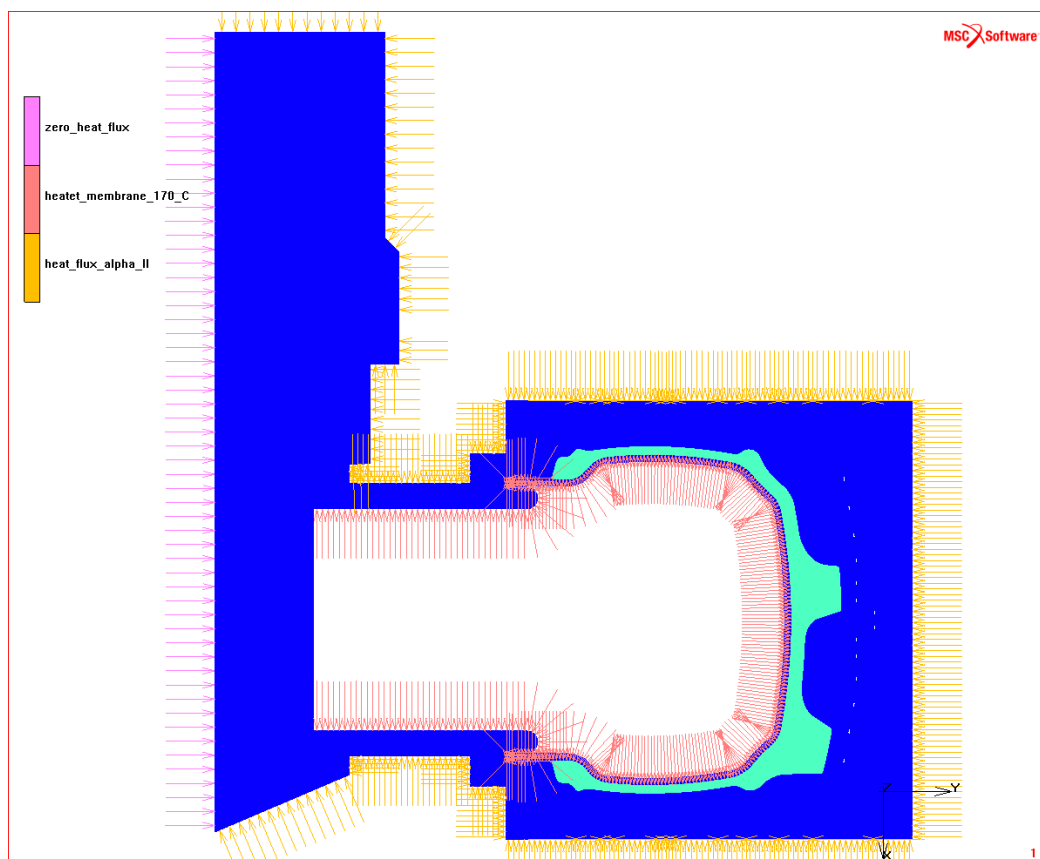
Obr. 59 Okrajové podmínky pro stacionární úlohu varianty 2



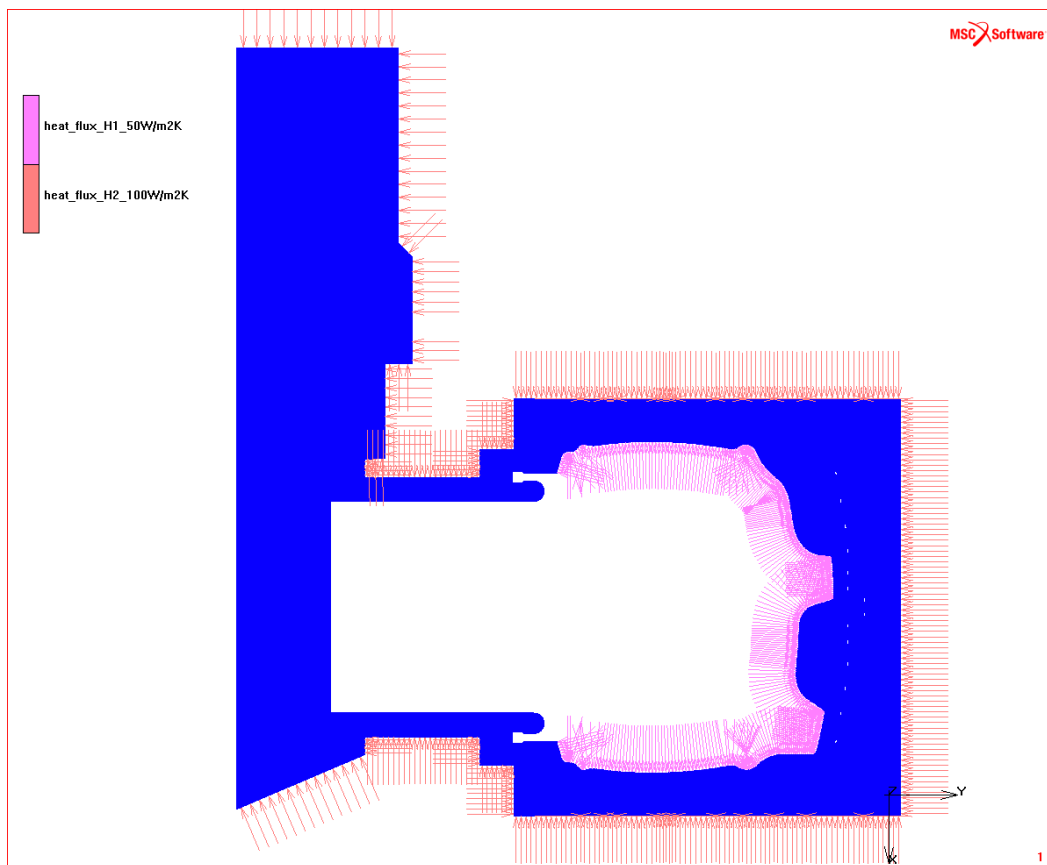
Obr. 60 Okrajové podmínky pro nestacionární úlohu varianty 2



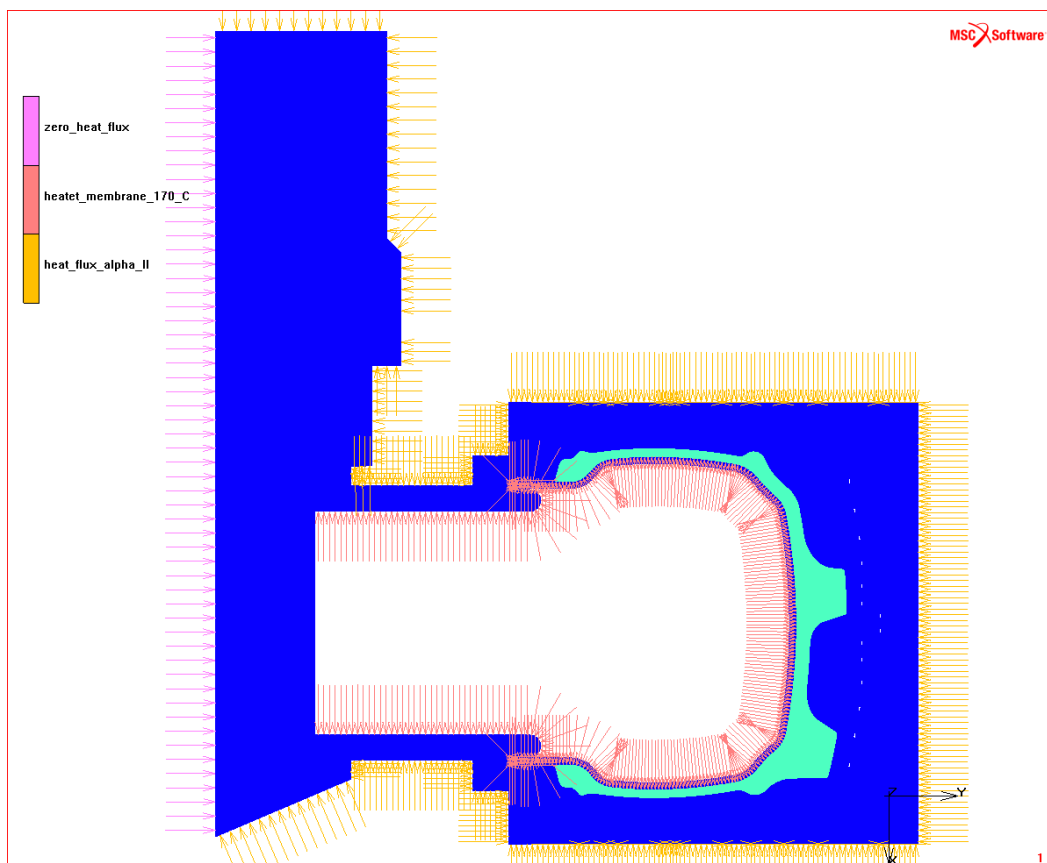
Obr. 61 Okrajové podmínky pro *stacionární* úlohu varianty 3



Obr. 62 Okrajové podmínky pro *nestacionární* úlohu varianty 3



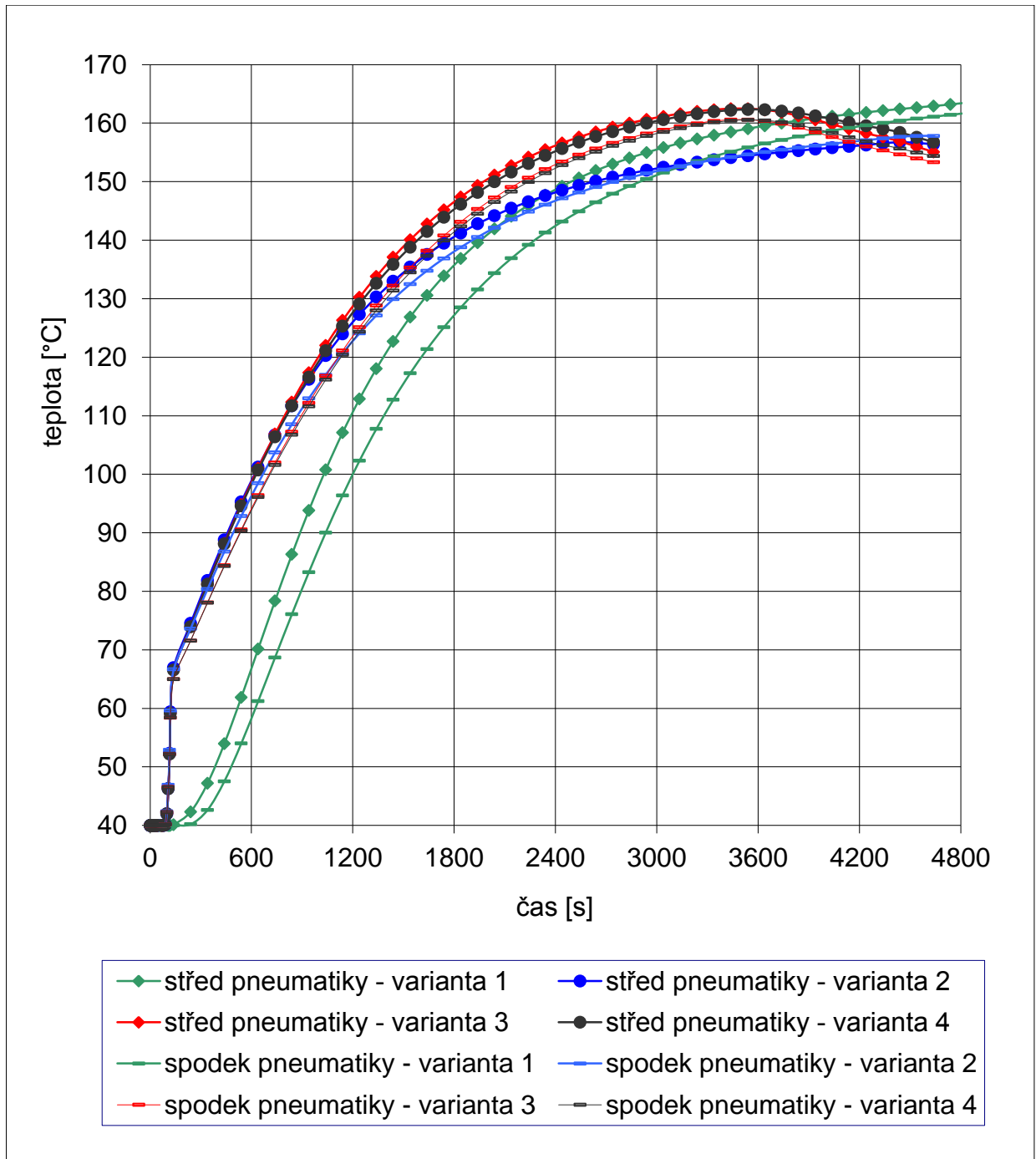
Obr. 63 Okrajové podmínky pro *stacionární* úlohu varianty 4



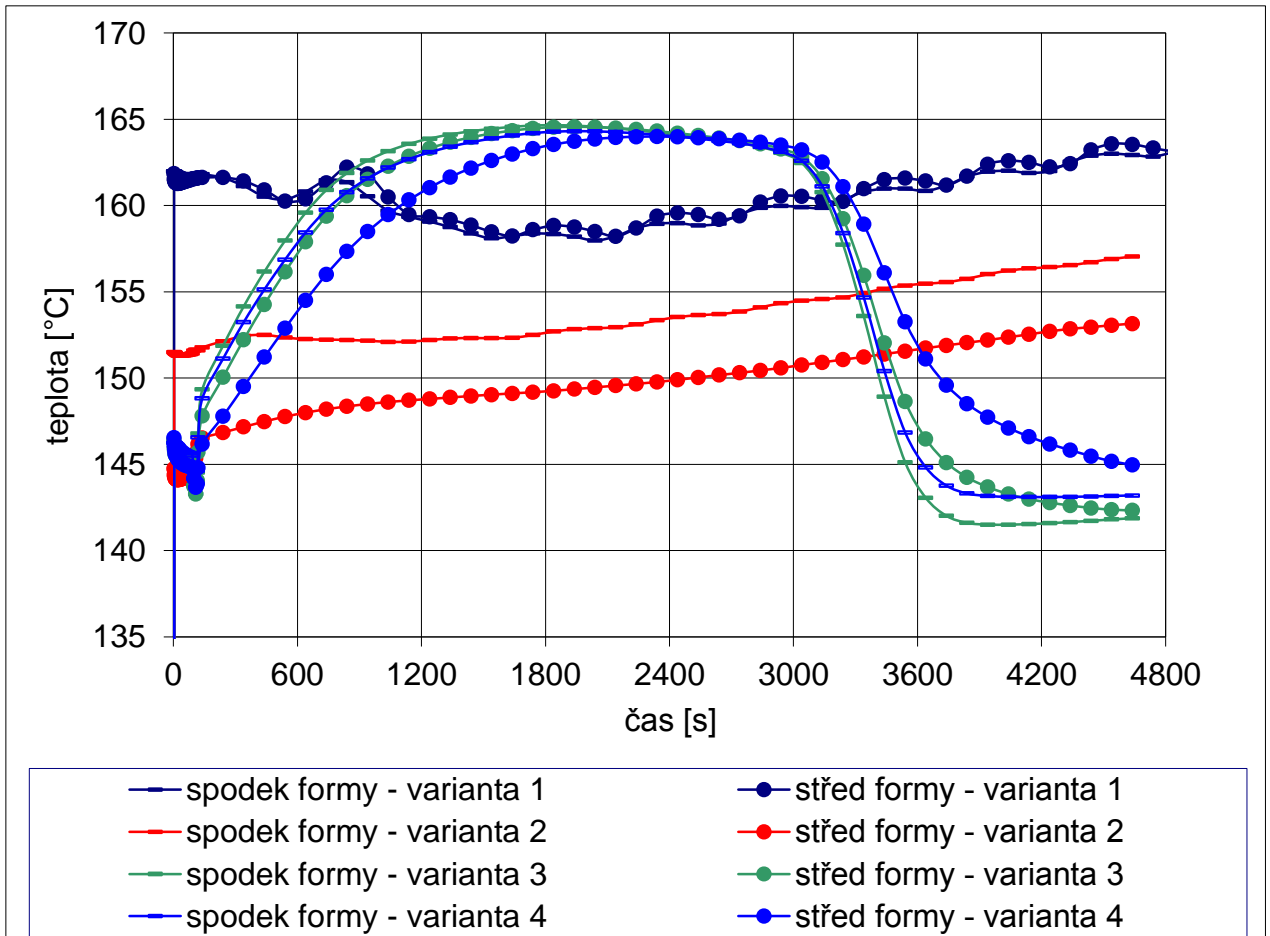
Obr. 64 Okrajové podmínky pro *nestacionární* úlohu varianty 4

6.4 Výsledky analýz

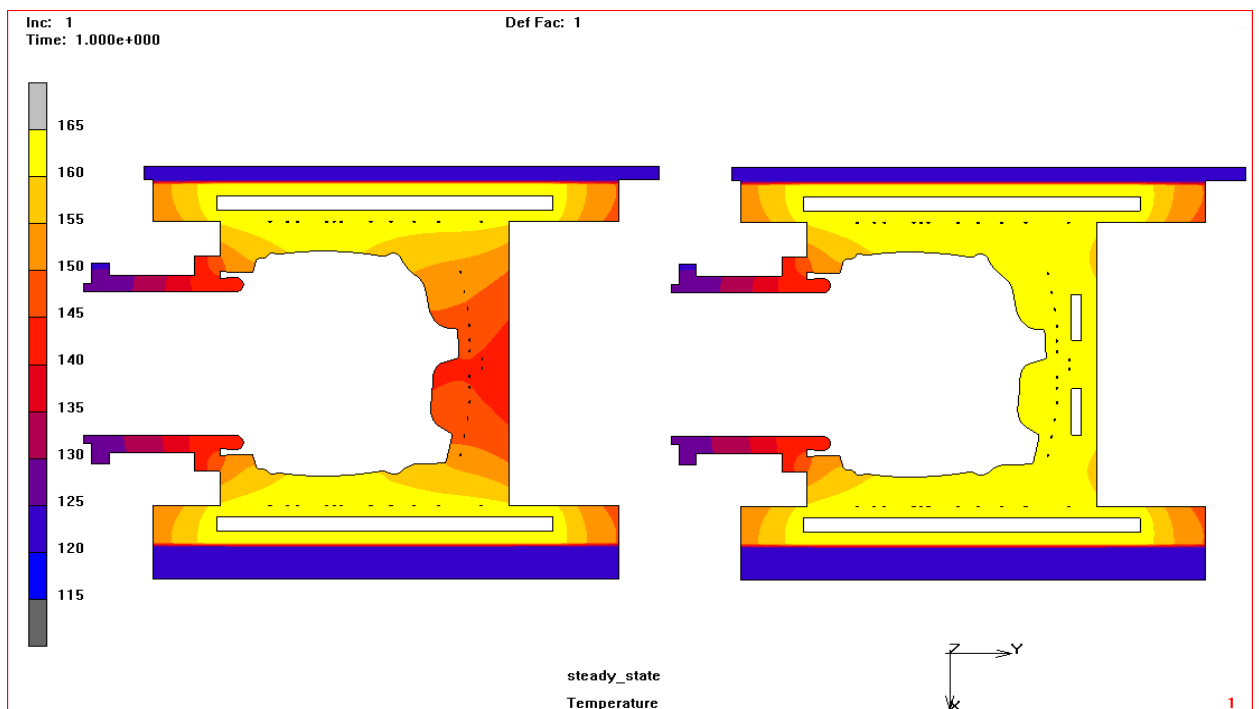
Pro srovnání časových průběhů v pneumatice a ve formě byly zaznamenány časové historie teploty ve zvolených uzlech výpočtové sítě, viz Obr. 55. Grafy teplot v těchto uzlech při postupném prohřívání jsou patrné z Obr. 65 – teploty v pneumatice a z Obr. 66 – teploty ve formě. Dále jsou v této sekci vloženy obrázky teplotních polí ve zvolených časech jak v celé formě, tak detailně v pneumatice.



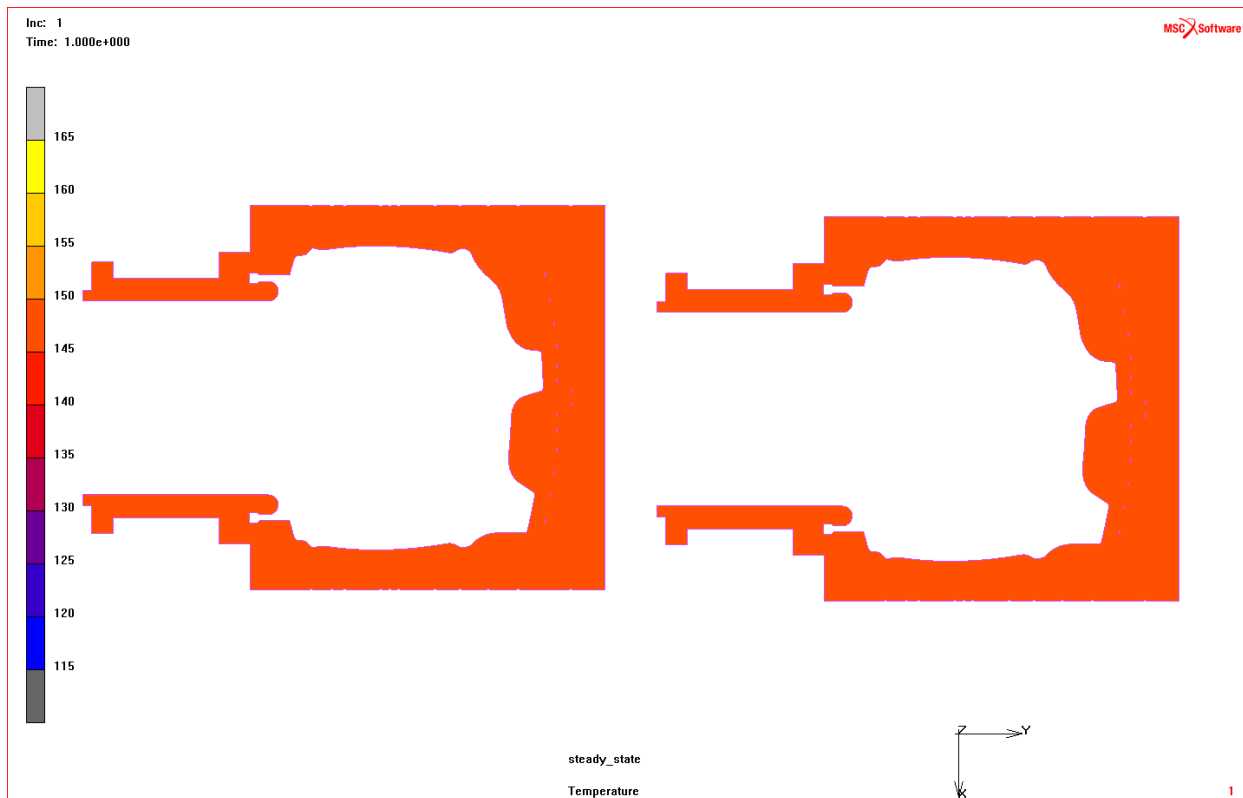
Obr. 65 Průběhy teploty [°C] ve vybraných uzlech pneumatiky



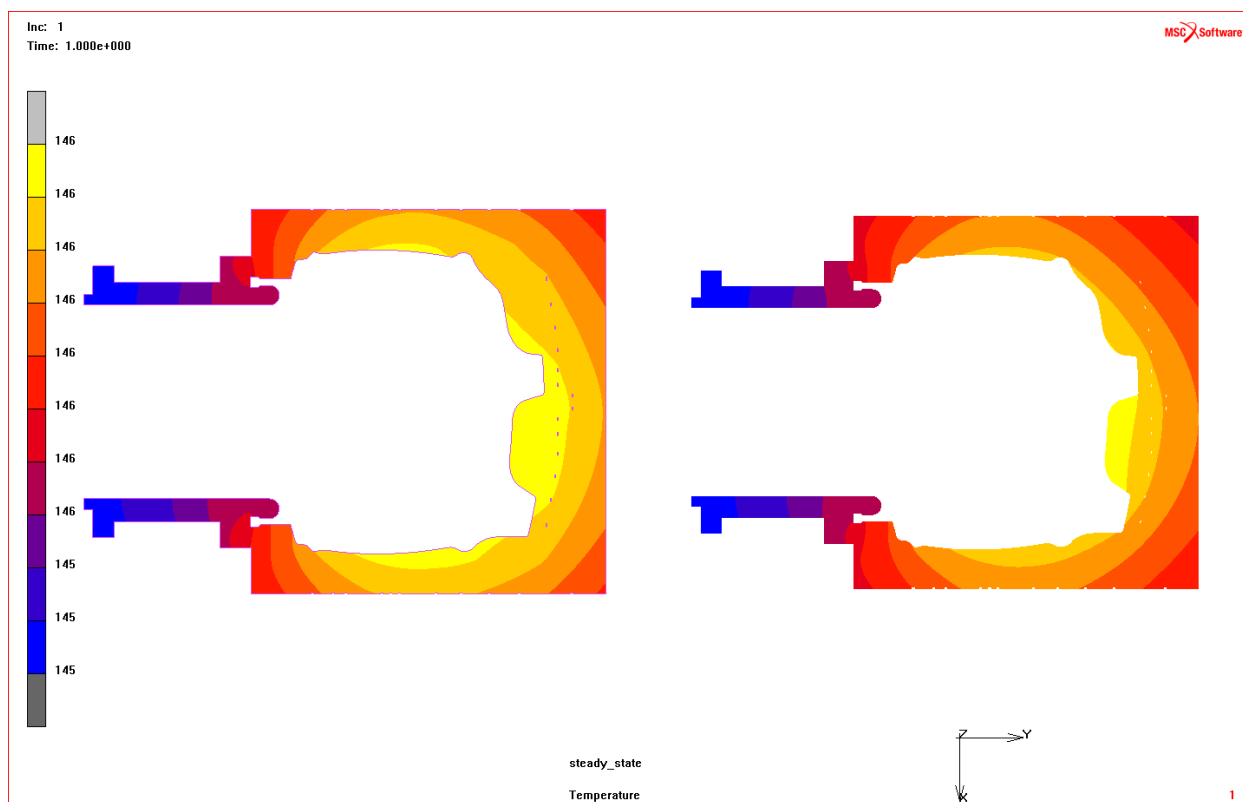
Obr. 66 Průběhy teploty [°C] ve vybraných uzlech formy



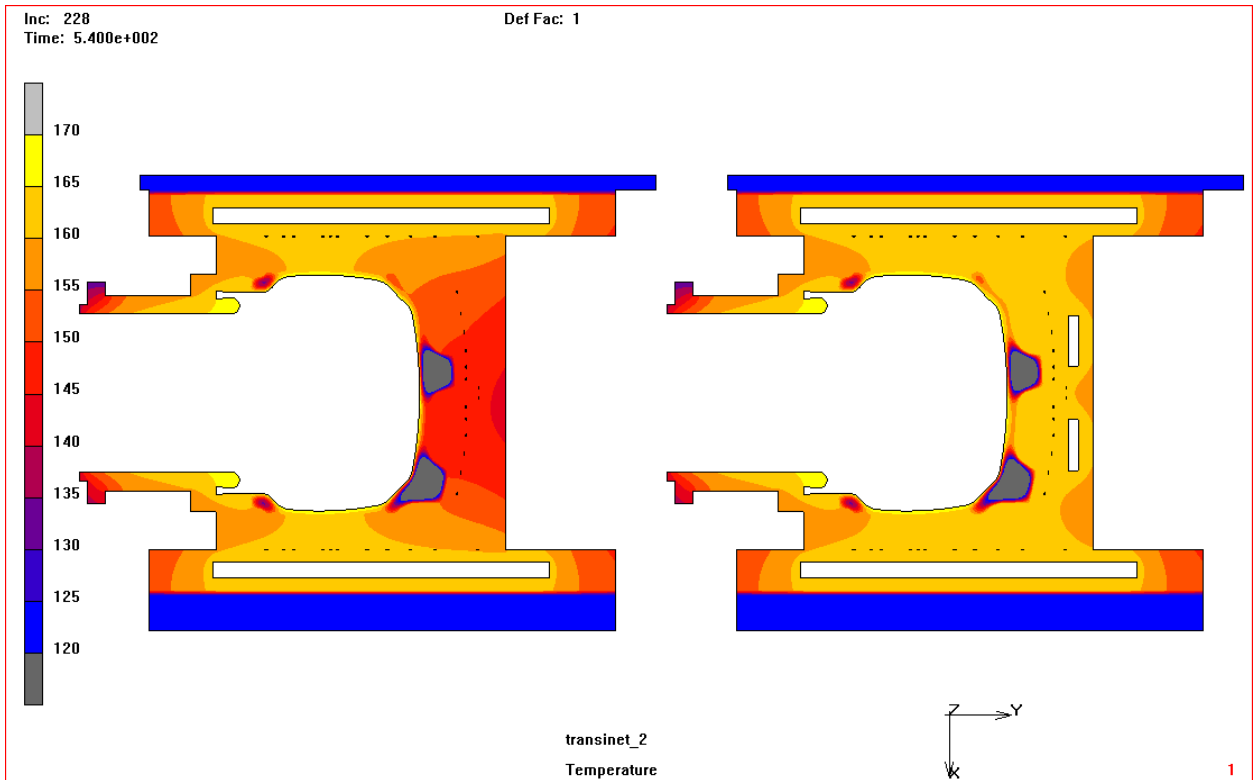
Obr. 67 Rozložení teploty [°C] ve **stacionární** úloze (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo)



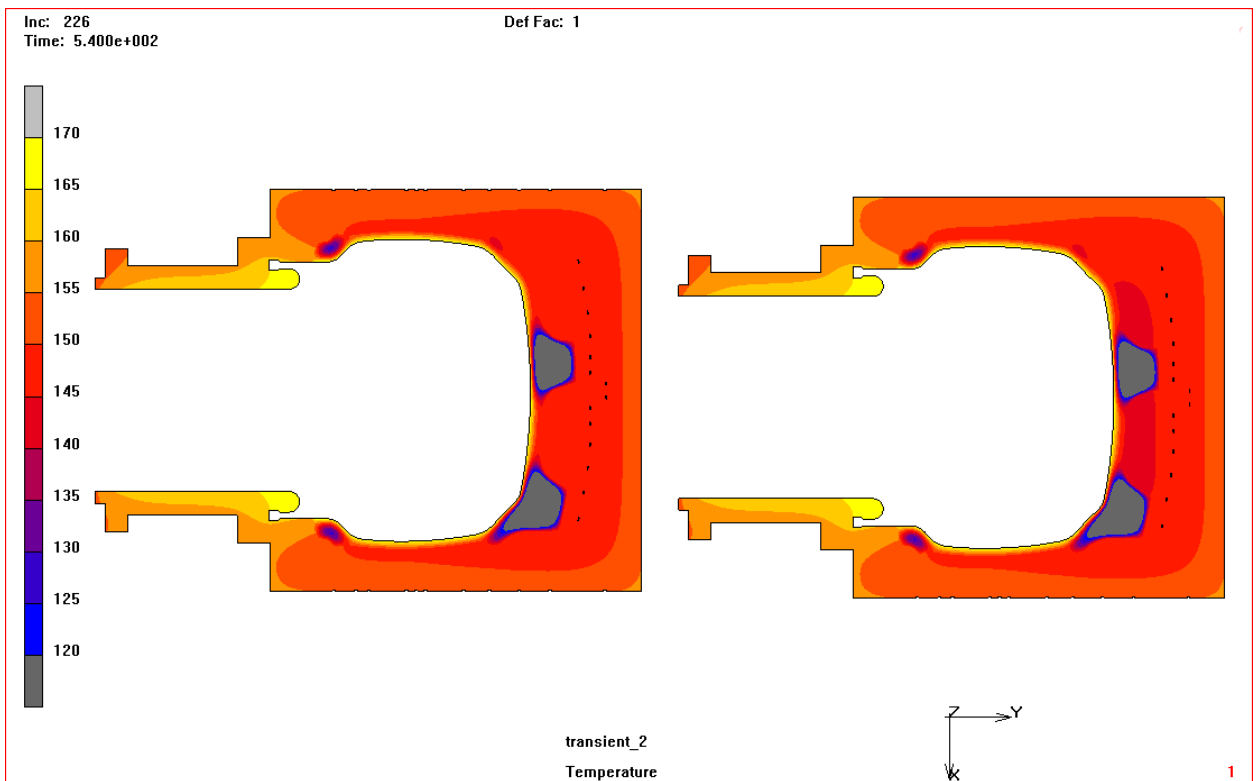
Obr. 68 Rozložení teploty [°C] ve **stacionární** úloze (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo)



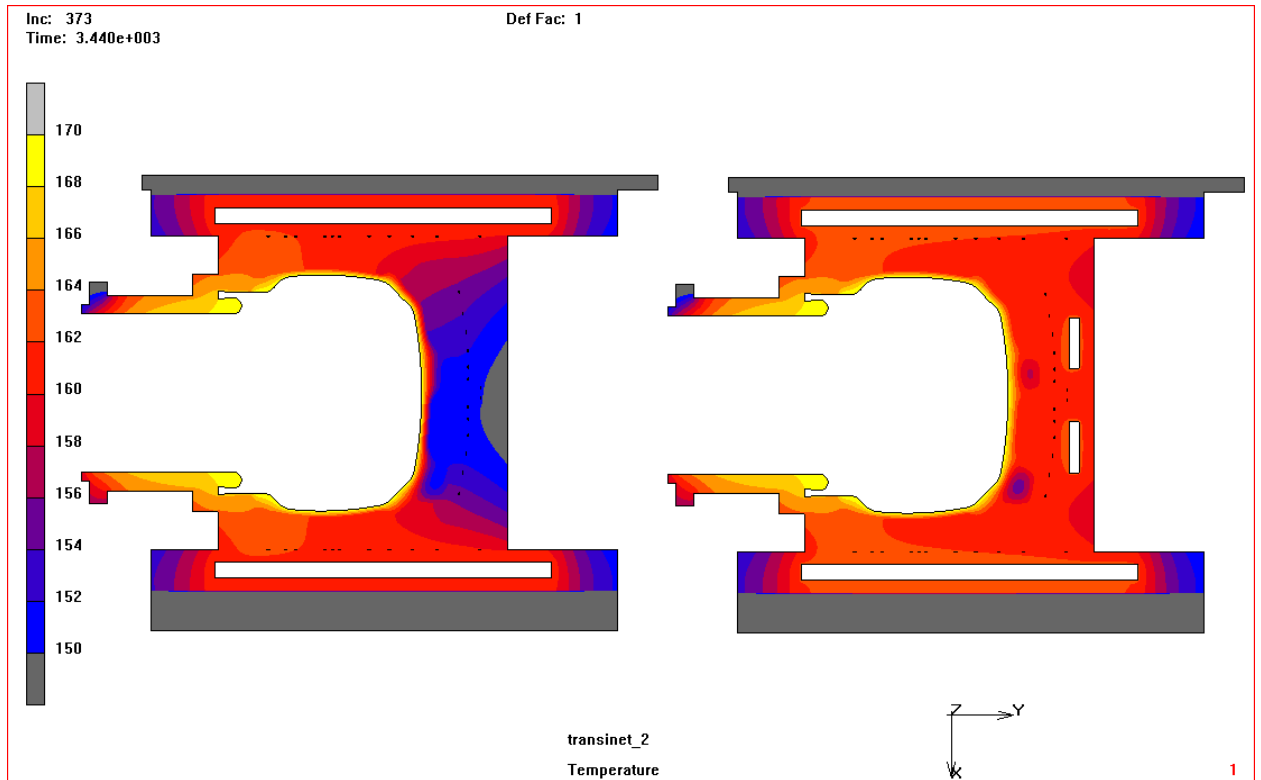
Obr. 69 Rozložení teploty [°C] ve **stacionární** úloze (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo)



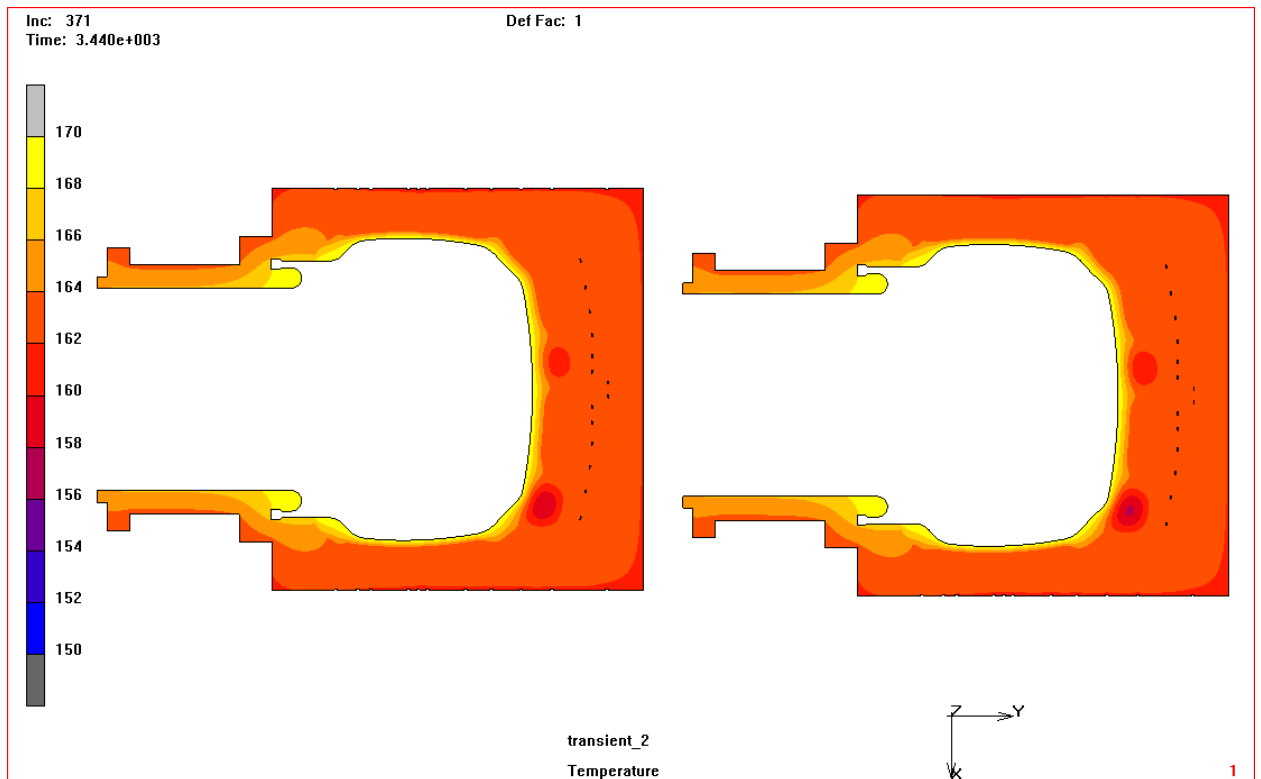
Obr. 70 Rozložení teploty [°C] formy v *nestacionární* úloze v čase 540s od počátku cyklu (*varianta 2* – vlevo, *varianta 1* – vpravo)



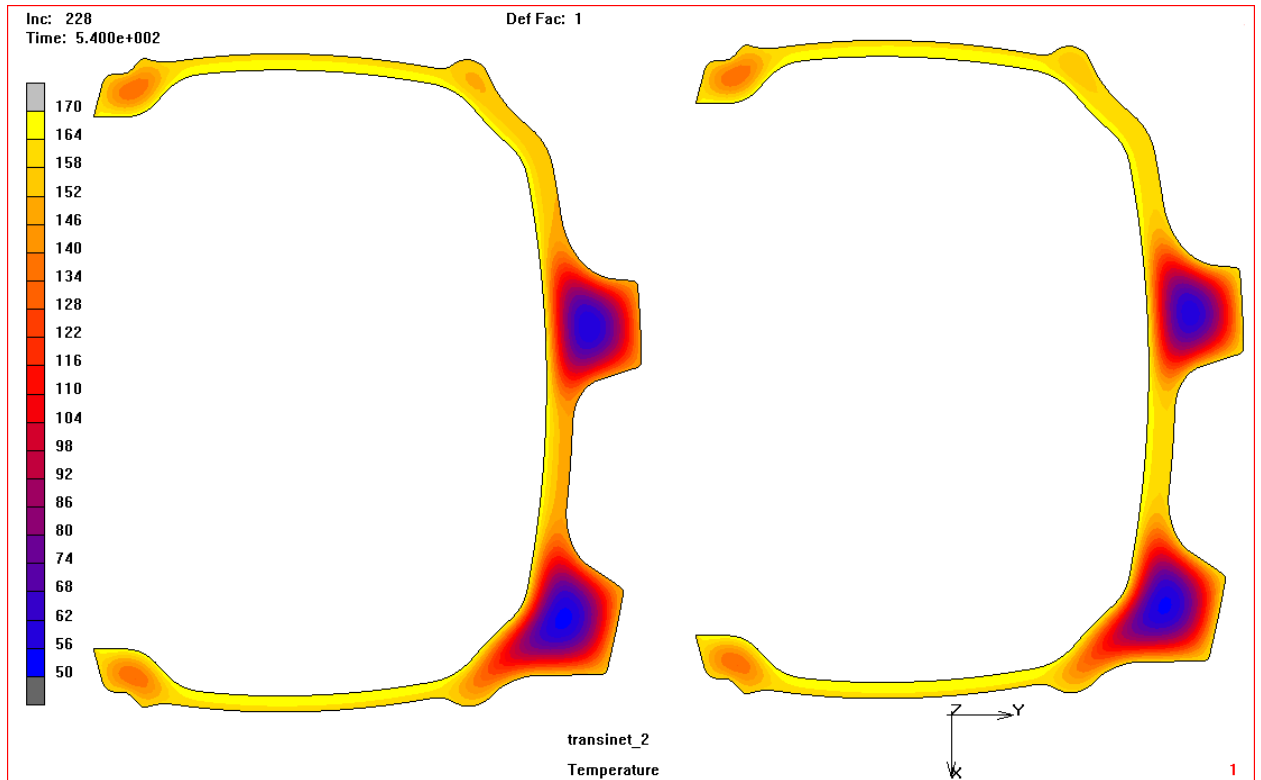
Obr. 71 Rozložení teploty [°C] formy v *nestacionární* úloze v čase 540s od počátku cyklu (*varianta 3* – vlevo, *varianta 4* – vpravo)



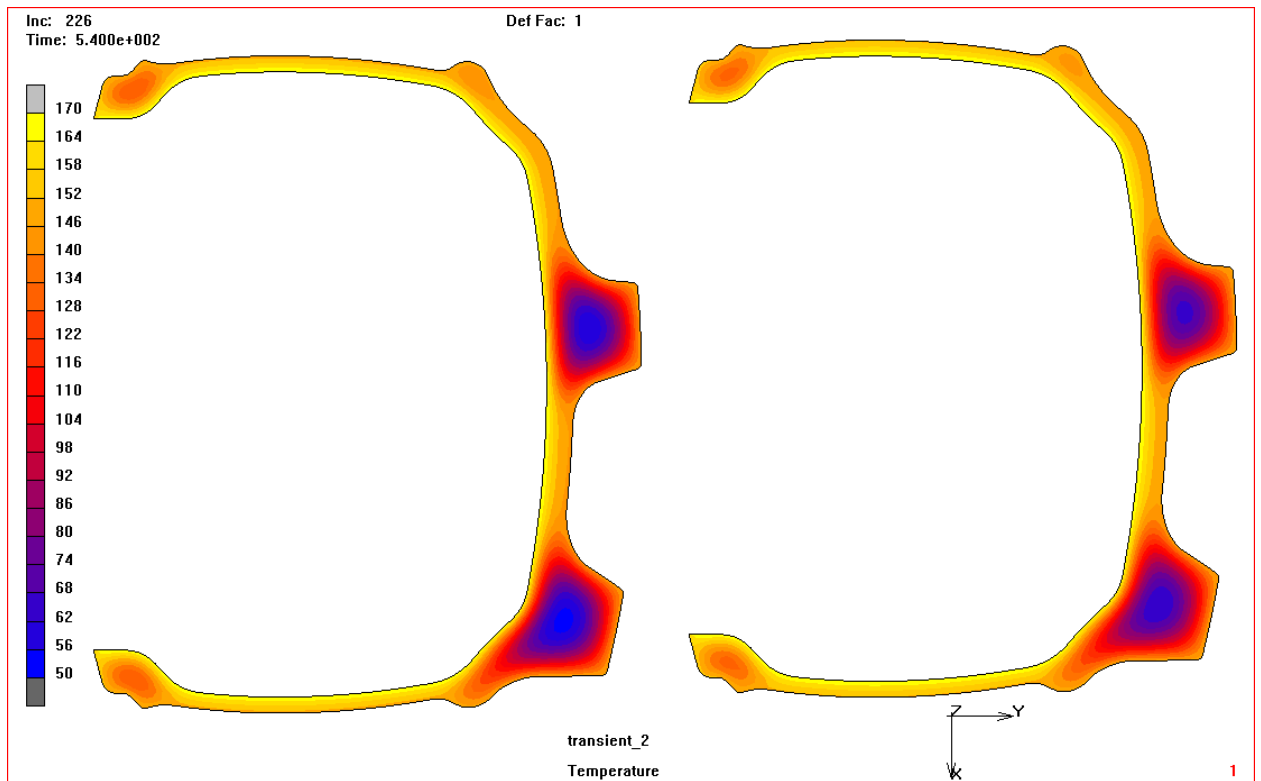
Obr. 72 Rozložení teploty [°C] formy v *nestacionární* úloze v čase 3440s od počátku cyklu (*varianta 2* – vlevo, *varianta 1* – vpravo)



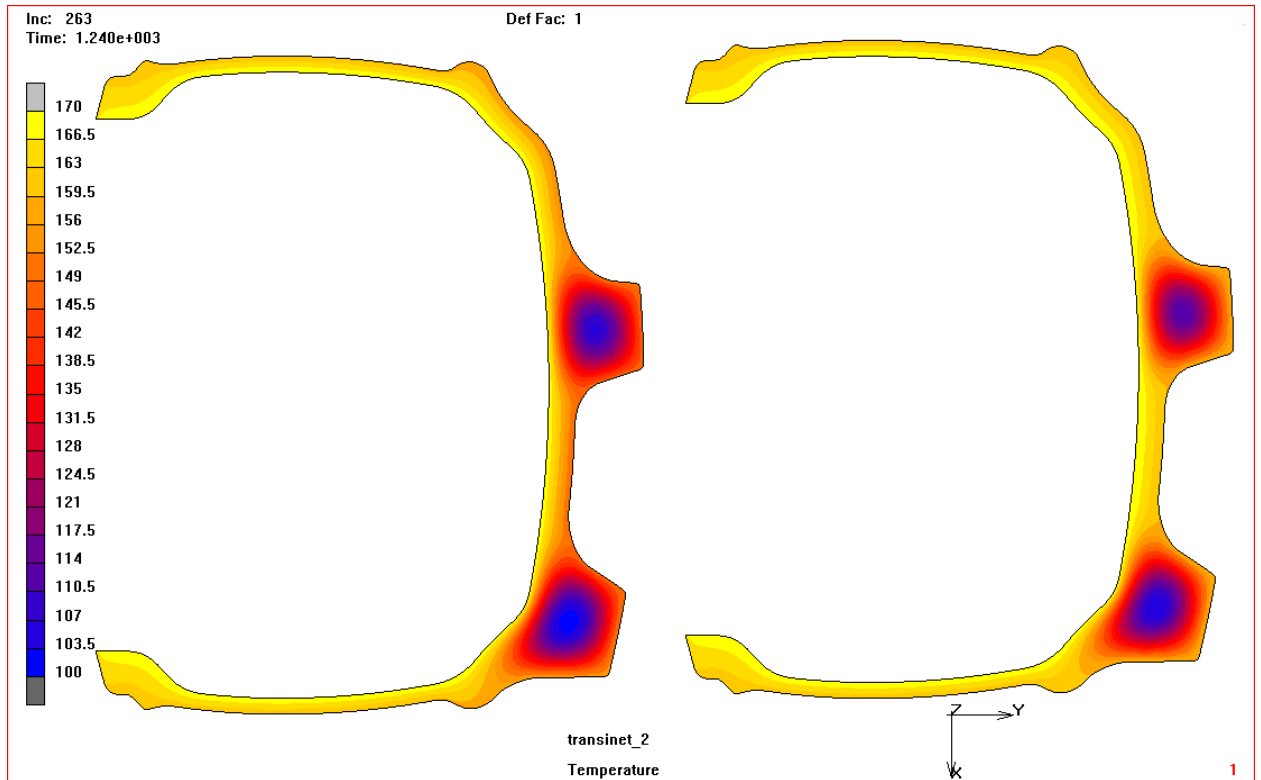
Obr. 73 Rozložení teploty [°C] formy v *nestacionární* úloze v čase 3440s od počátku cyklu (*varianta 3* – vlevo, *varianta 4* – vpravo)



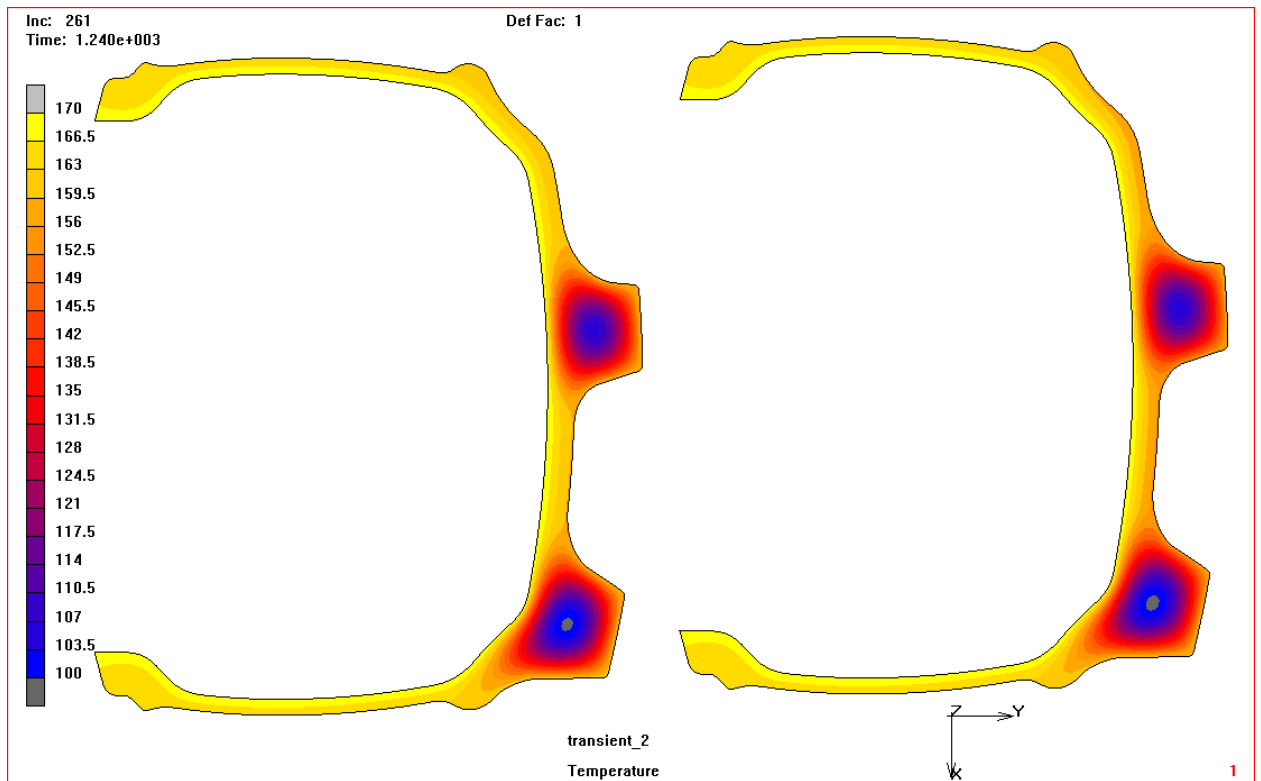
Obr. 74 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v **nestacionární** úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo)



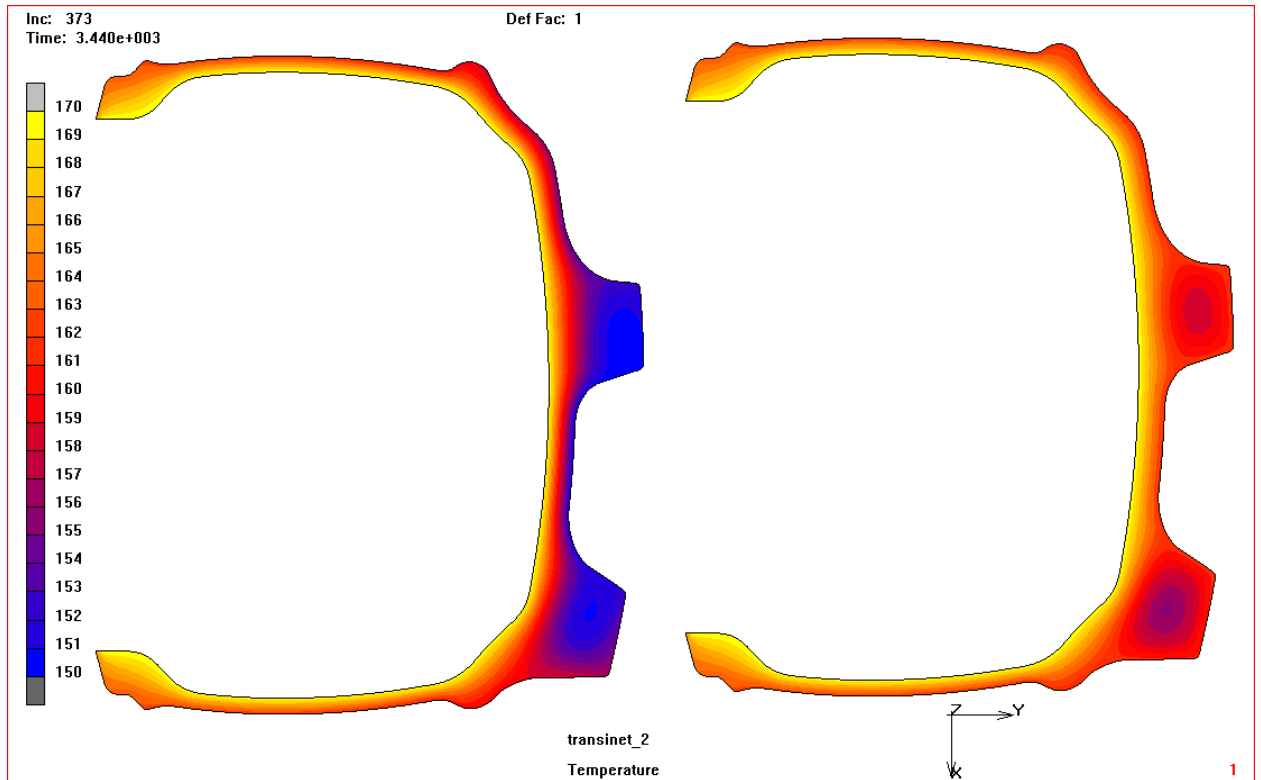
Obr. 75 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v **nestacionární** úloze v čase 540s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo)



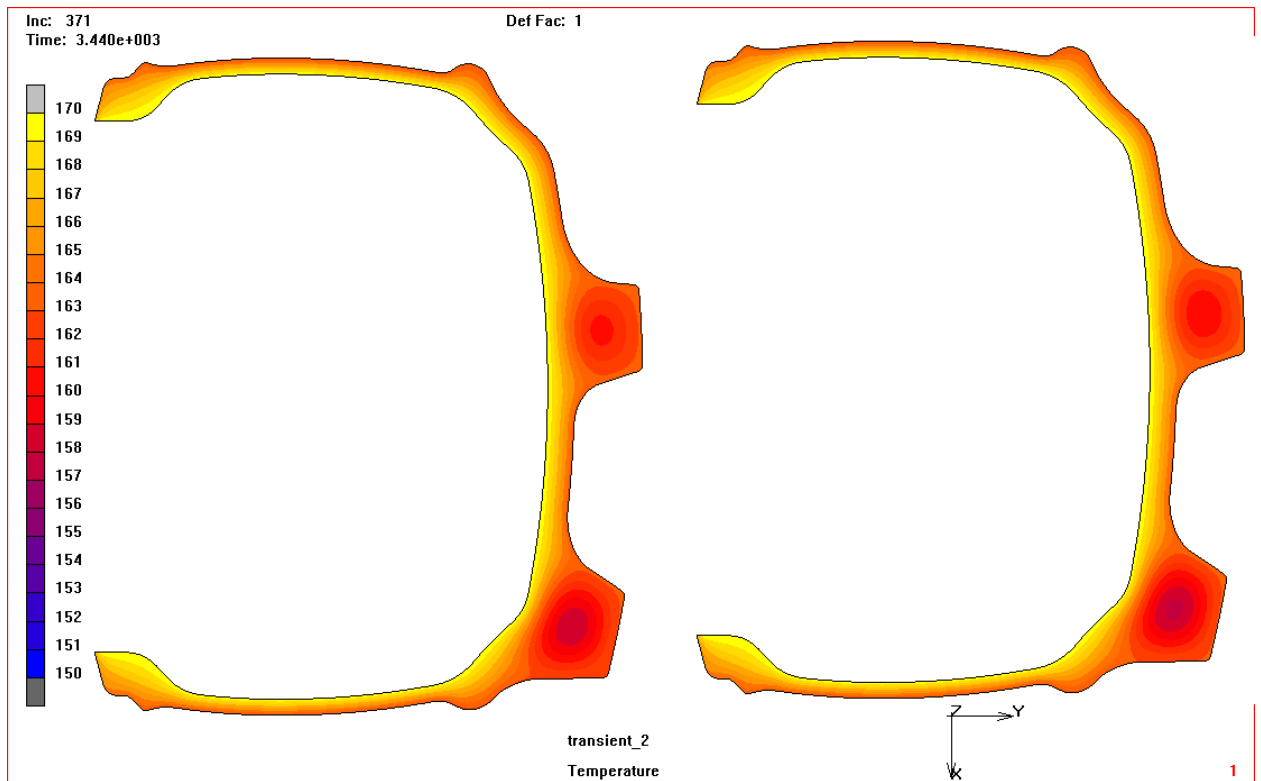
Obr. 76 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 1240s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo)



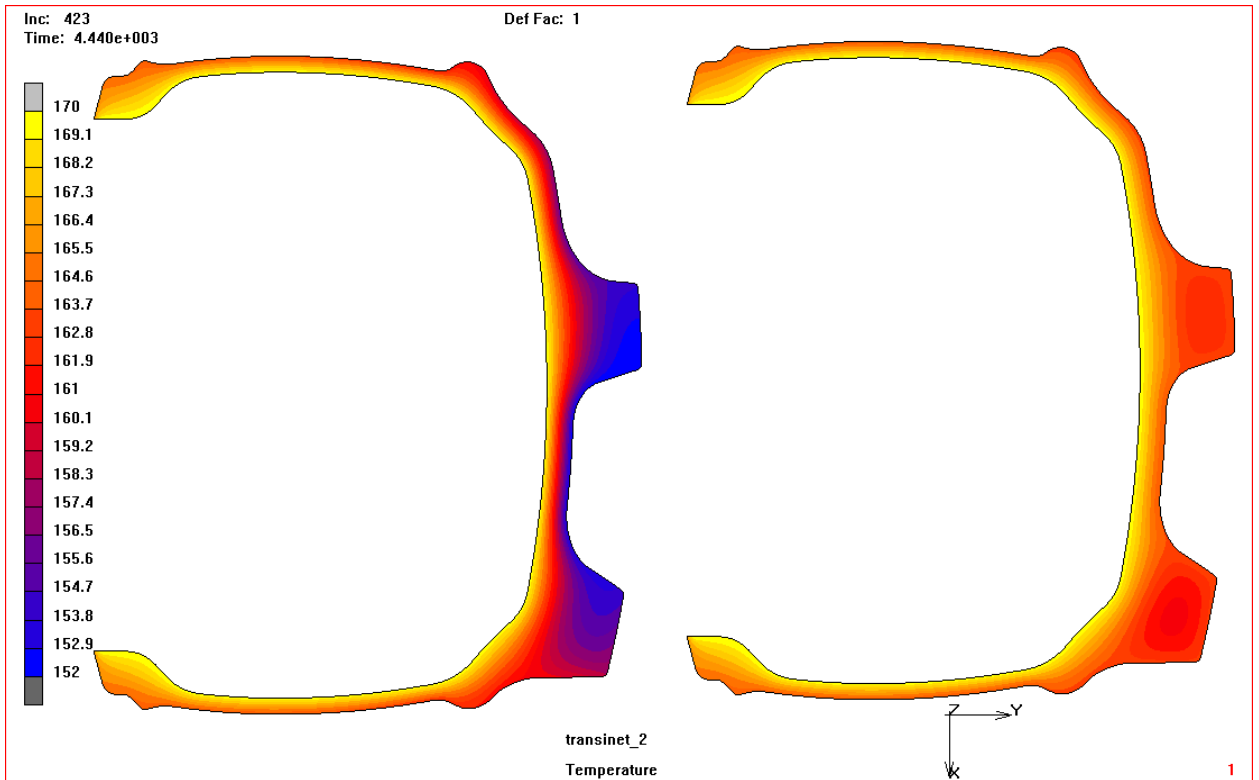
Obr. 77 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 1240s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo)



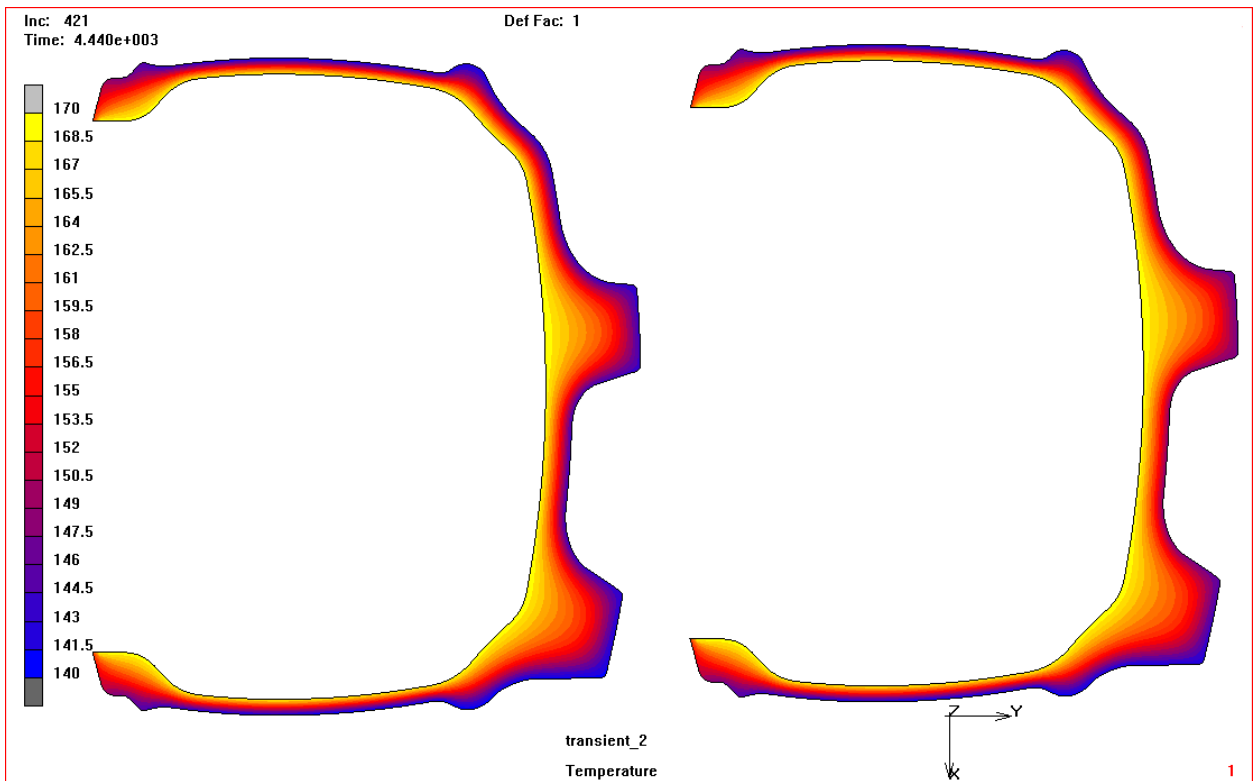
Obr. 78 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 2 – vlevo, varianta 1 – vpravo)



Obr. 79 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 3440s od počátku cyklu (varianta 3 – vlevo, varianta 4 – vpravo)



Obr. 80 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 4440s od počátku cyklu (*varianta 2* – vlevo, *varianta 1* – vpravo)



Obr. 81 Rozložení teploty [°C] v pneumatice v *nestacionární* úloze v čase 4440s od počátku cyklu (*varianta 3* – vlevo, *varianta 4* – vpravo)

6.5 Závěry z numerického řešení ohřevu pneumatik

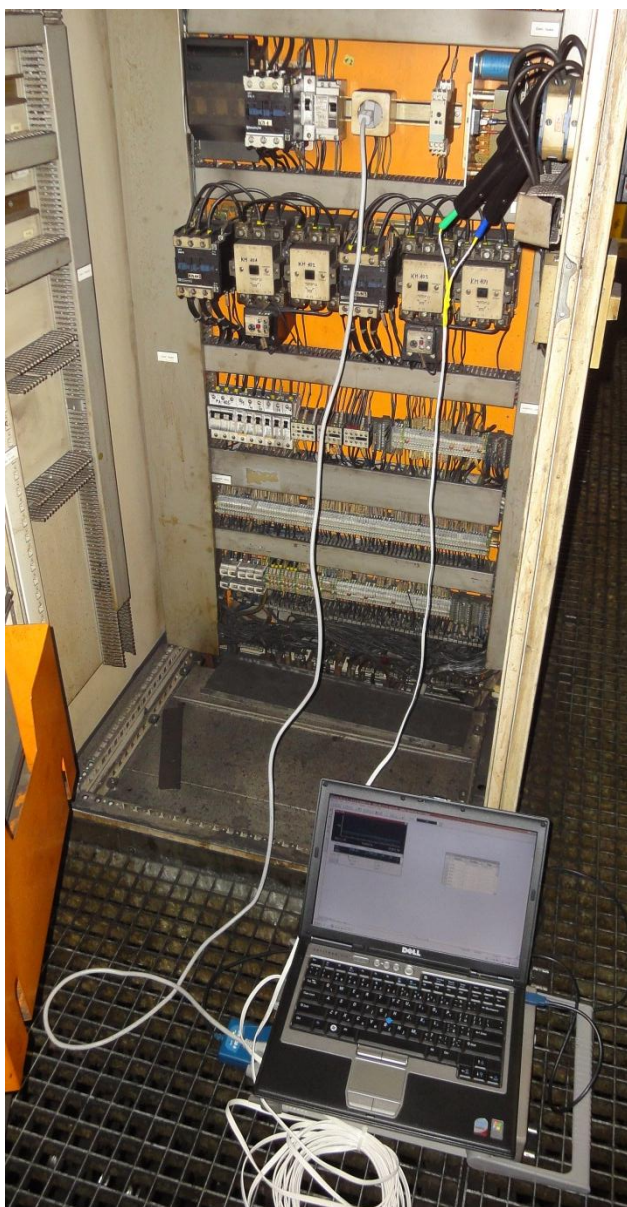
Nejdůležitější závěry z provedených výpočtů je možné shrnout do následujících bodů:

1. Provedené výpočty potvrdily, že vulkanizační formy pro velké pneumatiky vyhřívané pomocí parní komory dosahují rovnoměrnějšího prohřátí vulkanizační formy i vlastní pneumatiky než lisy vytápěné topnými deskami umístěnými pouze na podstavách formy.
2. Zcela jistě přínosné pro případ vytápěných desek je umístění dodatečných obvodových topných kanálů v místě běhounu pneumatiky – viz varianta 1.
3. Pro rovnoměrnější rozložení teplotního pole je možné doporučit použití dodatečných lokálních zdrojů tepla, hlavně v oblastech s kumulací vulkanizovaného materiálu na dezénu pneumatiky.

7 PROUDOVÉ ZATÍŽENÍ

Při analyzování dalších možností snížení energetické náročnosti provozu vulkanizačního lisu bylo přistoupeno ke změření skutečných proudových charakteristik hlavních pohonů vulkanizačních lisů. Jako typický představitel byl zvolen typ VL90 hydromechanické koncepce.

7.1 Zapojení měřící aparatury



Obr. 82 Zapojení měřící aparatury v rozvodné skříni



Obr. 83 Detail zapojení měřících kleští

Měřící aparatura se sestávala z proudových kleští rozsahu 0 – 600A AC, měřící ústředny Agilent 3497A a karty 34901A20 Channel Multiplexer, měřící ústředna byla propojena s laptopem. Na Obr. 82 a

Obr. 83 je patrný způsob zapojení a měření v rozvaděčové skříni hlavních pohonů. Obdobě probíhalo i měření v rozvodné skříni hydraulického agregátu vulkanizačního lisu.

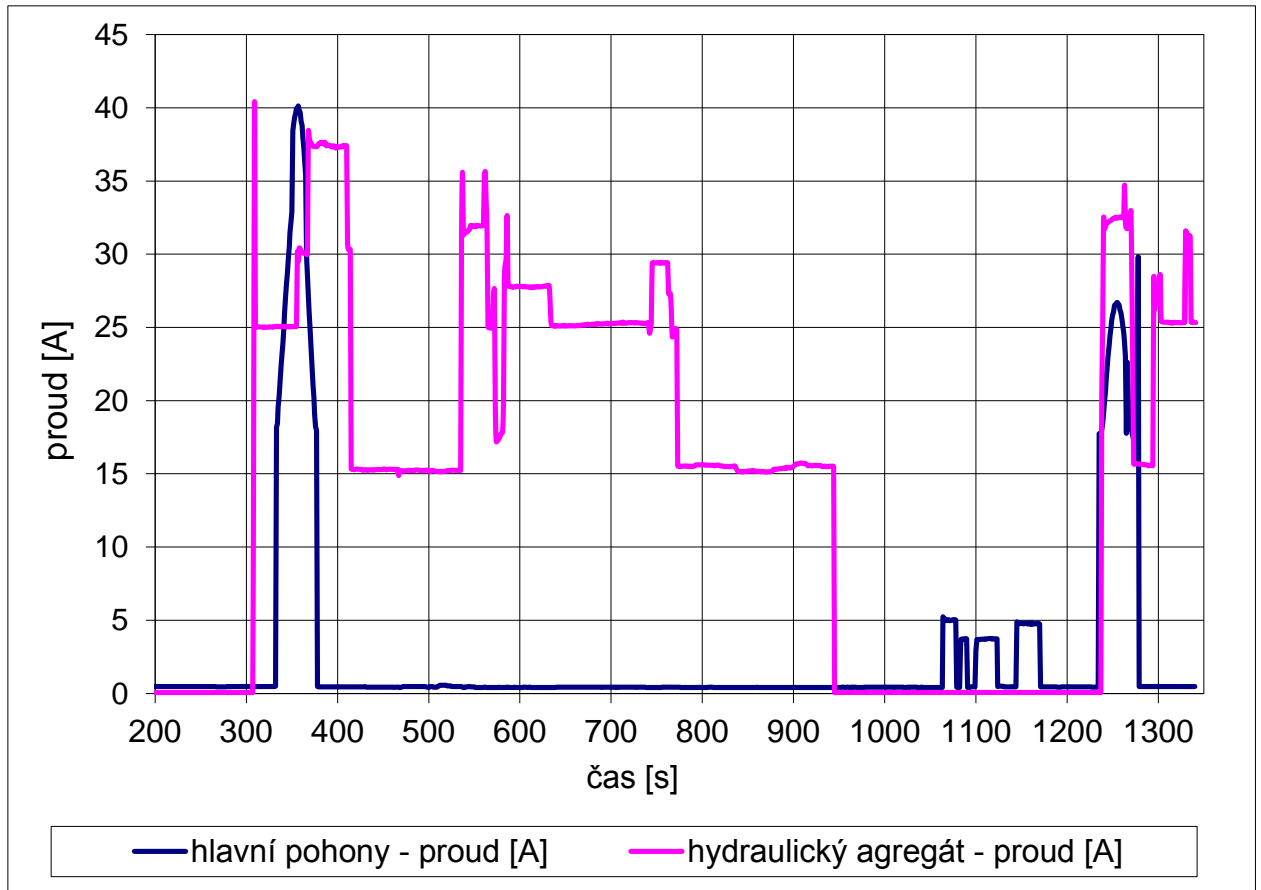
7.2 Výsledky měření

Byl změřen okamžitý napájecí proud asynchronních elektromotorů hlavních pohonů. Lis VL90“ pohání dvojici totožných elektromotorů s převodovkou typu NORD 132M BRE150 WE H4, které jsou z důvodu synchronizace mechanicky propojeny.

Dále byl také změřen okamžitý napájecí proud elektromotoru hydraulického agregátu typu Rexroth ABHAG –0250S40/A10VS045/180M/058C313B, jenž vytváří tlak v hydraulických okruzích lisu. Jednotlivé hydraulické okruhy zajišťují sklápění jařma lisu, ovládání válce řízení membrány a otáčecí zakladače.

Na Obr. 84 jsou znázorněny průběhy odebíraného proudu hlavními pohony a hydraulickým agregátem. Jsou zde jasně patrné zatěžující stavy. Hlavní pohony jsou zatíženy pouze krátkodobě. V intervalu 325s – 380s (dochází k uvolnění svěrné síly a horní komora se odsouvá) jsou hlavní pohony špičkově zatíženy až 40A. V intervalu 1240s – 1280s (dochází k uzavírání lisu a vyvozování svěrné síly) Poté následuje vulkanizace pneumatiky, při níž nejsou hlavní pohony pod napětím. Tento cyklus trvá podle velikosti pneumatiky cca 60 min. Zatížení hydraulického agregátu má jiný charakter z důvodu připojení více nezávislými okruhy.

Z výsledků průběhu změřené charakteristiky hlavních pohonů se nabízí možnost posouzení možnosti návrhu menších elektropohonů z důvodu lepšího využití a snížení pořizovacích a provozních nákladů. Z výsledků je patrná důležitá skutečnost, že nejvyšší proudové zatížení hlavních pohonů nastává v průběhu odklápění (zvedání) horní komory a příčnicku lisu. Potřebné napájení při uzavírání lisu a vytváření předepínací síly je řádově o 25% menší.



Obr. 84 Zaznamenané průběhy elektrického proudu [A] hlavního pohonu a hydraulického agregátu

7.3 Posouzení využití rezervy asynchronního motoru hlavního pohonu

7.3.1 Použitý elektromotor NORD 132M/4 –3 fázový asynchronní motor

$P_N = 7,5 \text{ kW}$ – jmenovitý výkon mechanický,

$U = 400 \text{ V}$ – jmenovité napětí,

$n_N = 1445 \text{ }^1/\text{min}$ – jmenovité otáčky,

$M_N = 49,6 \text{ Nm}$ – jmenovitý krouticí moment,

$M_{kz} = 138,9 \text{ Nm}$ – moment zvratu,

$M_A = 124 \text{ Nm}$ – rozběhový(záběrový) moment,

7.3.2 Naměřené hodnoty odebíraného proudu

Pro dva elektromotory hlavního pohonu spojené paralelně je špičkový změřený odebíraný proud z Obr. 84 $I_{mer} = 39 \text{ A}$, tzn. 19,5A na jeden každý elektromotor za předpokladu stejného zatížení.

7.3.3 Výpočty z naměřených hodnotí pro jeden elektromotor

Výpočet špičkového příkonu motoru

$$P_{max} = \sqrt{3} \cdot U \cdot I_{mer} \cdot \cos\varphi \quad (7 - 1)$$

Po dosazení získáme:

$$P_{max} = \sqrt{3} \cdot 400 \cdot 19,5 \cdot 0,89 \quad (7 - 2)$$

$$P_{max} = 12023,9 \text{ W} \doteq 12 \text{ kW} \quad (7 - 3)$$

P_{max} – špičkový příkon motoru [kW]

Výše uvedený výpočet (7 - 1) až (7 - 3) platí za předpokladu nekonečně „tvrdé“ sítě tzn. bez poklesu napětí v síti a odhadnutém účinníku $\cos \varphi = 0,89$ přetíženého motoru.

Výpočet špičkového mechanického výkonu motoru

$$P_{mech\ max} = P_{max} \cdot \eta \quad (7 - 4)$$

Po dosazení získáme:

$$P_{mech\ max} = 12 \cdot 0,85 \quad (7 - 5)$$

$$P_{mech\ max} = 10,2 \text{ kW} \quad (7 - 6)$$

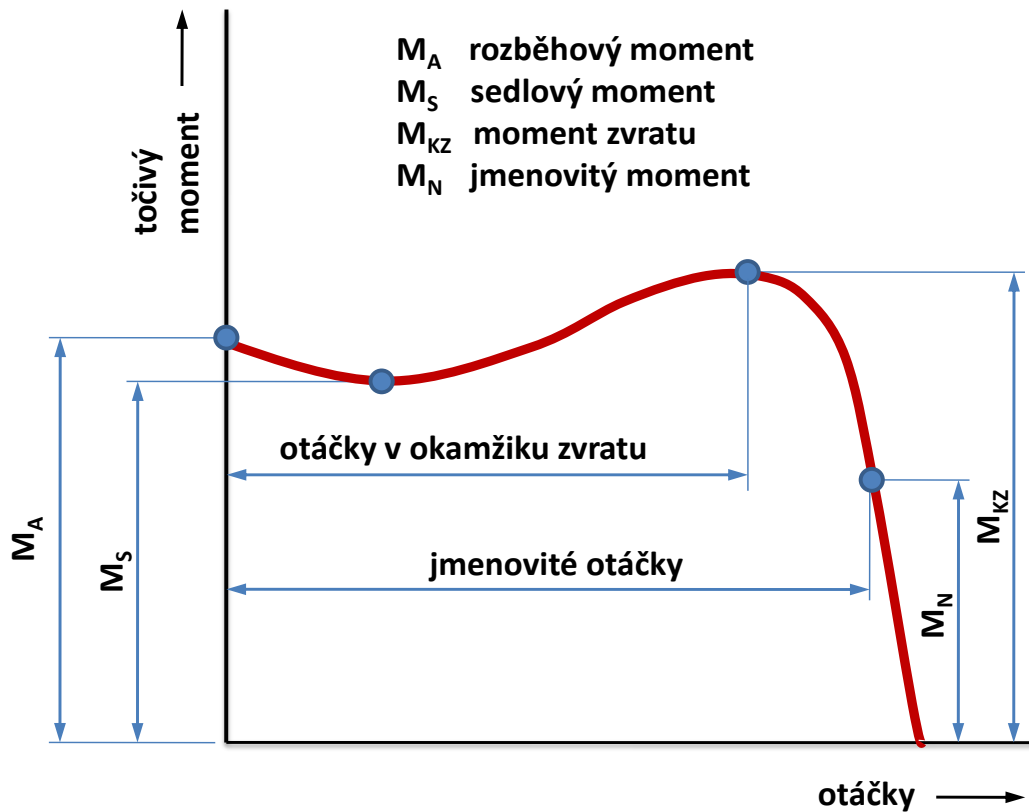
$P_{mech\ max}$ – špičkový výkon mechanický [kW]

η – účinnost přetíženého motoru [-]

7.3.4 Výpočty momentové charakteristiky motoru

Jelikož nebyl k dispozici průběh momentové charakteristiky pro konkrétní elektromotor, byly stěžejní hodnoty vypočteny z dostupných údajů.

Obecný průběh točivého momentu asynchronního třífázového motoru s hluboko-drážkového rotoru je zachycen na Obr. 85.



Obr. 85 Momentová charakteristika asynchronního motoru

Jmenovitý skluz

$$s_n = \frac{n_s - n_N}{n_s} \quad (7 - 7)$$

Po dosazení získáme:

$$s_n = \frac{1500 - 1445}{1500} \quad (7 - 8)$$

$$s_n = 0,03\bar{6} = 3,6\% \quad (7 - 9)$$

s_n – jmenovitý skluz [-]

n_s – synchronní otáčky magnetického točivého pole [$^1/\text{min}$]

Skluz momentu zvratu

$$s_k = s_n \cdot \frac{M_k}{M_n} \quad (7 - 10)$$

Po dosazení získáme:

$$s_k = 3,6 \cdot \frac{138,9}{49,6} \quad (7 - 11)$$

$$s_k \doteq 0,101 = 10.1\% \quad (7 - 12)$$

s_k – skluz momentu zvratu [-]

Otáčky rotoru v okamžiku zvratu, tj. bez jakékoliv momentové rezervy

$$n_{kz} = n_s \cdot (1 - s_k) \quad (7 - 13)$$

Po dosazení získáme:

$$n_{kz} = 1500 \cdot (1 - 0,101) \quad (7 - 14)$$

$$n_{kz} = 1348,5 \text{ } 1/\text{min} \quad (7 - 15)$$

n_{kz} – otáčky rotoru v okamžiku zvratu [$1/\text{min}$]

Výpočet špičkového mechanického výkonu motoru v okamžiku zvratu:

$$P_{mech \max zv} = M_{kz} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \frac{n_k}{60} \quad (7 - 16)$$

Po dosazení získáme:

$$P_{mech \max zv} = 138,9 \cdot 2 \cdot \pi \cdot \frac{1348,5}{60} \quad (7 - 17)$$

$$P_{mech \max zv} = 19604,7 \text{ W} \doteq 19,6 \text{ kW} \quad (7 - 18)$$

$P_{mech \max zv}$ – špičkový mechanický výkon motoru v okamžiku zvratu [kW]

Výpočet špičkového mechanického příkonu motoru v okamžiku zvratu

$$P_{pel \max zv} = \frac{P_{mech \max zv}}{\eta_{zv} \cdot \cos \varphi_{zv}} \quad (7 - 19)$$

Po dosazení získáme:

$$P_{pel \max zv} = \frac{19,6}{0,8 \cdot 0,8} \quad (7 - 20)$$

$$P_{pel \max zv} = 30,625 \text{ kW} \quad (7 - 21)$$

$P_{pel \max zv}$ – špičkový mechanický příkon motoru v okamžiku zvratu [kW]

η_{zv} – účinnost přetíženého motoru v okamžiku zvratu [-]

$\cos \varphi_{zv}$ – účinník přetíženého motoru v okamžiku zvratu [-]

Při tomto příkonu by motor při vlastním chlazení a uvažované teplotě okolí 40 °C mohl být provozován přibližně 10 s až 12 s, což je obvyklá časová konstanta vinutí ve vyložené drážce (17), další zatěžovací cyklus by byl možný až po odvedení tepla z vinutí.

7.4 Závěry a doporučení

Na základě provedených výpočtů a s přihlédnutím na výstupy z konzultací s pracovníky Katedry elektromechaniky a výkonové elektroniky (ZČU/KEV) lze definovat následující:

1. V současném zapojení se již rezerva motoru NORD 132M/4 plně vytěžuje (přetěžuje se) tzn. $\frac{P_{\text{mech max}}}{P_n} = \frac{10,2}{7,5} = 1,36 = 136\%$, což je pro danou provozní dobu, viz Obr. 84, cca 60 s přípustné (18) Poté však musí následovat časový úsek na vychlazení motorů – po dobu vulkanizace, kdy nejsou motory napájeny.
2. Nejbližší výkonově nižší motor NORD 132S/4 ($P_N = 5,5 \text{ kW}$, $M_N = 36 \text{ Nm}$, $M_{kz} = 70 \text{ Nm}$), nelze použít z důvodu nedostatečné výkonové rezervy

8 MKP ANALÝZA NĚKOLIKA VARIANT VULKANIZAČNÍHO LISU

V této kapitole jsou shrnuty provedené výpočty 3D modelu lisu, jejichž cílem bylo identifikovat kritická místa konstrukce a najít možnosti k materiálové úspoře. Rozvahou nad tím, u kterých dílů není naddimenzování opodstatněné ani z hlediska požadované tuhosti, lze dosáhnout značných úspor hmotnosti, případně i výrobní náročnosti některých dílů, aniž by byla snížena funkčnost lisu. V dalším textu budou tyto aspekty posuzovány u čtyř řešených variant vulkanizačního lisu, z nichž tři varianty využívají k vyvození uzavírací síly mechanismus excentrického kola (Obr. 86, Obr. 88, Obr. 89) a v jednom případě jsou použity hydraulické válce s nízkým zdvihem (Obr. 87).

Je nutné si dále uvědomit, že odlehčení konstrukce přináší vedle snížení výrobní ceny i další efekt. Snížení hmotnosti pohyblivých dílů umožňuje při stejných operačních časech použít pohonnou soustavu, která bude levnější z hlediska nákupních cen i provozních nákladů za energii. Případně lze využít odlehčení pohyblivých dílů ke zkrácení operačních časů spojených se zavíráním a otevíráním lisu, tedy ke zvýšení produktivity a ke snížení výrobních nákladů pneumatiky.

Často diskutovanou otázkou u vulkanizačních lisů je použití parní komory nebo pouze formy s topnými deskami. Na tomto místě nebudeme rozebírat technologické a provozní aspekty těchto dvou možných řešení, nicméně považují za důležité poukázat ještě na jedno hledisko. Tímto hlediskem je potřebná uzavírací síla lisu. U provedení VL s topnými deskami odpadá síla tlakové páry v parní komoře, tedy síla potřebná uzavírací síla je dána pouze silami potřebnými k udržení těsného kontaktu mezi oběma polovinami vulkanizační formy. V praxi pak v závislosti na konkrétních hodnotách tlaku páry ve formě a v komoře může představovat použití formy s topnými deskami snížení uzavírací síly o 20-40 %.

Zvláštní pozornost si zasluhuje těsnost kontaktu na sebe dosedajících dílů. V případě vlastní vulkanizační formy je těsnost požadována z titulu výsledné kvality pneumatiky, tj. aby obvodové přetoky v dělicí rovině formy byly minimální, ideálně žádné. V případě použití parní komory lze požadavek formulovat tak, aby tlaková horná pára v parní komoře nemohla opustit prostor komory a tím ohrozit bezpečnost obsluhy lisu. Vzhledem k nezanedbatelným deformacím kryty parní komory a spodního stolu, na němž je forma umístěna, je nutné k utěsnění krytu parní komory použít vhodně dimenzované těsnění v obvodové drážce komory. Ve výsledcích výpočtů jednotlivých variant lisu jsou z tohoto důvodu zařazeny i obrázky stavu kontaktu v oblasti této těsnicí drážky. U varianty lisu VL_90 byly provedeny srovnávací výpočty pro různé hodnoty dosedacích vůlí forem (0,3 mm, 0,5 mm a 0,8 mm). Během dotlačení forem k sobě kryt parní komory stlačuje obvodovému těsnění, které vyplňuje prostor těsnicí drážky. Při nestlačeném těsnění je vůle mezi krytem a dosedací drážkou 1mm (viz Obr. 97). Stlačení těsnění v důsledku dovoření formy musí být dostatečné k tomu, aby pokrylo velikost odlehnutí (deformace) krytu od dosedací plochy (drážky) při naplnění krytu tlakovou párou.

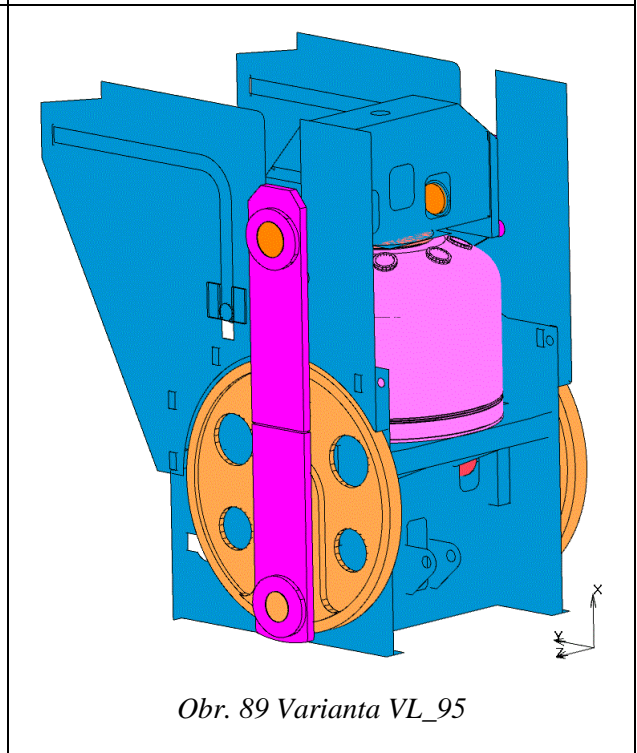
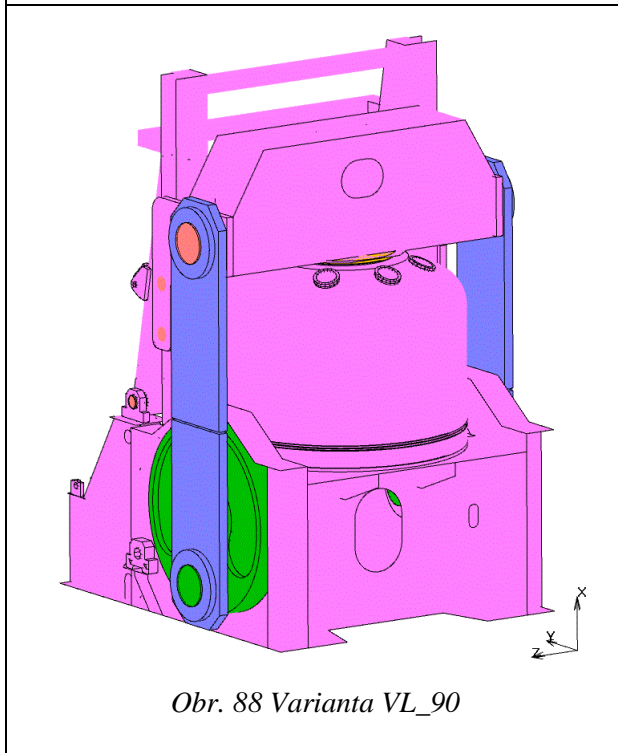
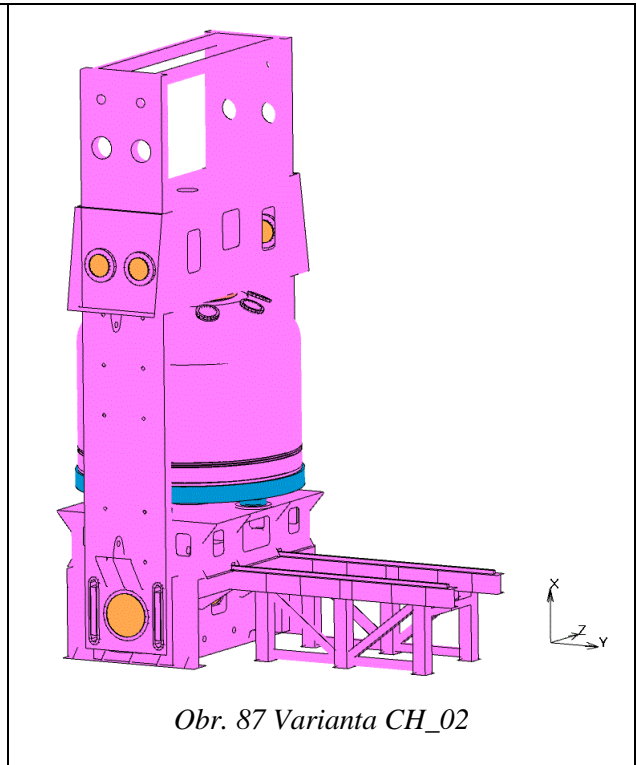
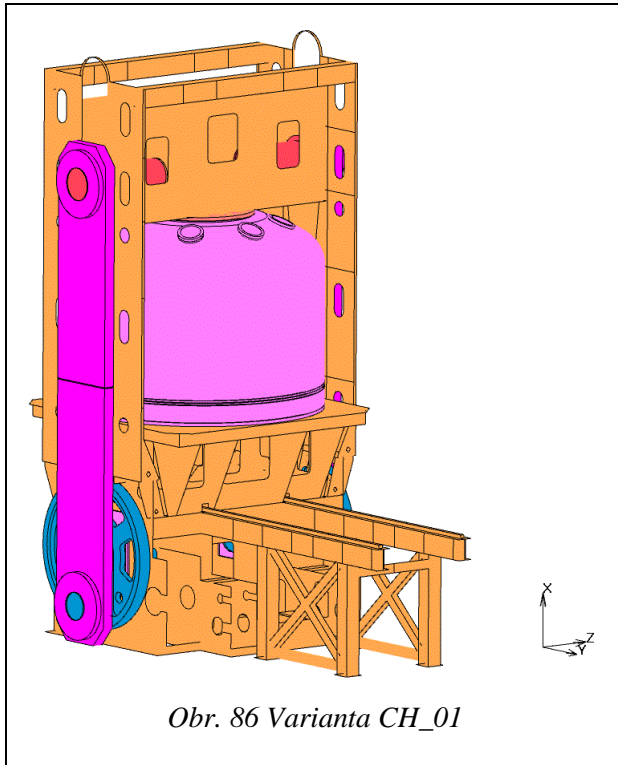
V podkapitolách 8.2, 8.3, 8.4, 8.5 jsou samostatně představeny jednotlivé řešené varianty vulkanizačních lisů. Definice výpočtového modelu bude podrobně představena jen v kapitole 8.1. V následujících podkapitolách bude rozsah obrázků popisujících definici MKP modelu i vlastní výsledky dané varianty postupně snižován na rozsah potřebný k vystižení rozdílů vůči předchozím variantám. Varianta CH_02 (Obr. 87) využívá k vyvození uzavírací síly čtyři hydraulické válce, u ostatních variant je použito klikového uzavíracího mechanismu (excentrická kola, táhla)

8.1 Všeobecné okrajové podmínky

Na tomto místě je vhodné stručně popsat způsob zatížení a s tím související volbu konkrétních inkrementů výpočty, které budou dále prezentovány na všech variantách vulkanizačních lisů.

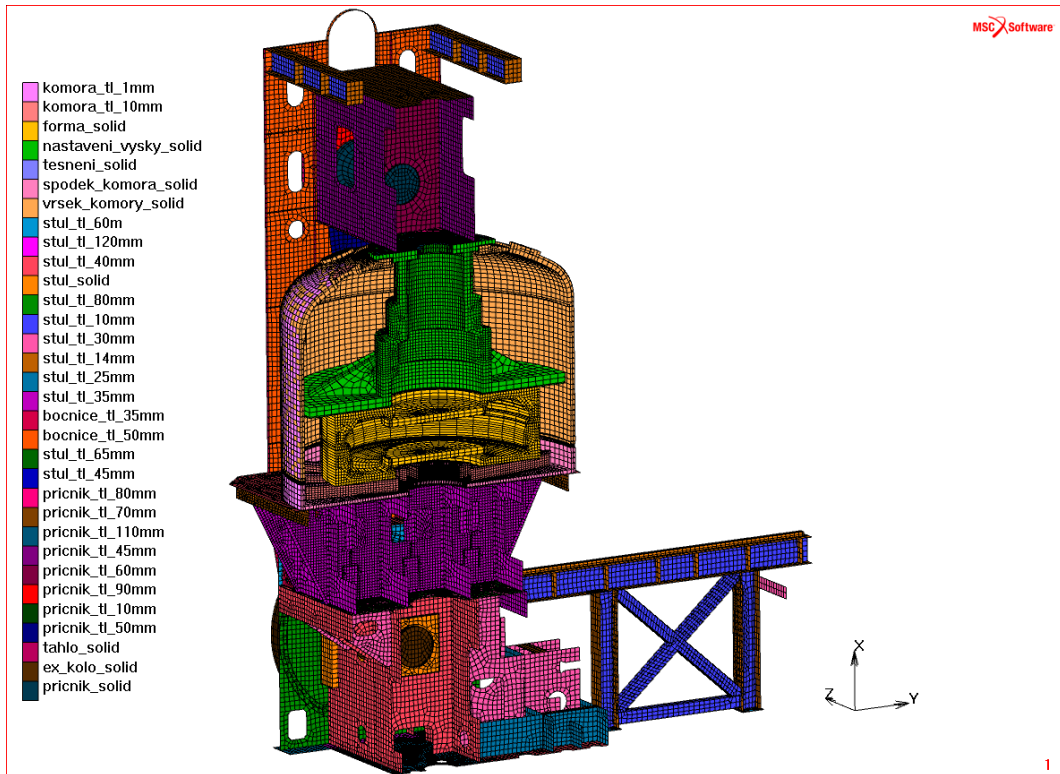
V důsledku velkého množství kontaktů ve výpočtovém modelu bylo zatížení definováno na 30 inkrementech následovně:

1. Prvních 10 inkrementů byla aktivní okrajová podmínka („přitahni_X_-0_6mm“). Během této detekční fáze byla svisle posuvná část lisu postupně přitažena směrem dolů o 0,6 mm, čímž došlo k přitlačení obou polovin formy těsně k sobě a zároveň došlo k deformaci obvodového těsnění v těsnicí drážce.
2. Během dalších 10-ti inkrementů byla v táhle vyvinuta předepínací síla 4500 kN pomocí zavedení příslušné vazby v místě rozpůlení táhla. Zároveň byla okrajová podmínka „přitahni_X_-0_6mm“ deaktivována. Tomu stavu budou odpovídat výsledky v čase „Inc: 20“.
3. V poslední fázi zatížení byl zaveden tlak 2,4 MPa uvnitř formy a 0,8 MPa na vnitřních plochách krytu parní komory. Tomu budou odpovídat výsledky v čase „Inc: 30“.

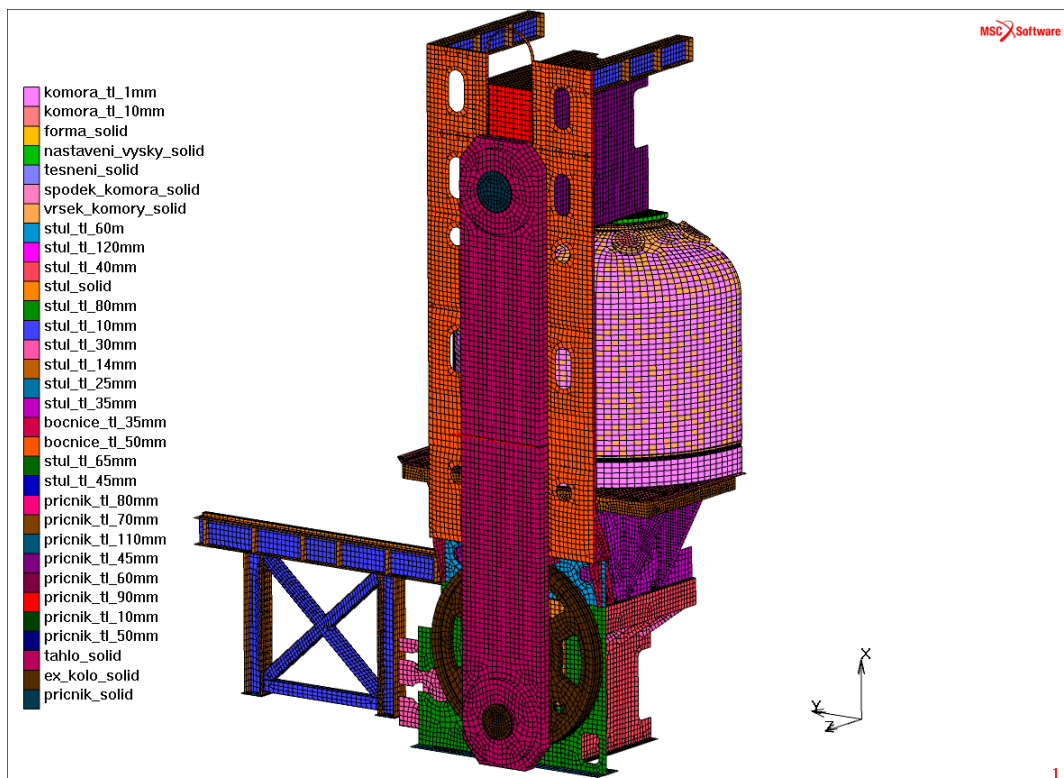


8.2 Varianta CH_01 – parní komora, excentrické kolo

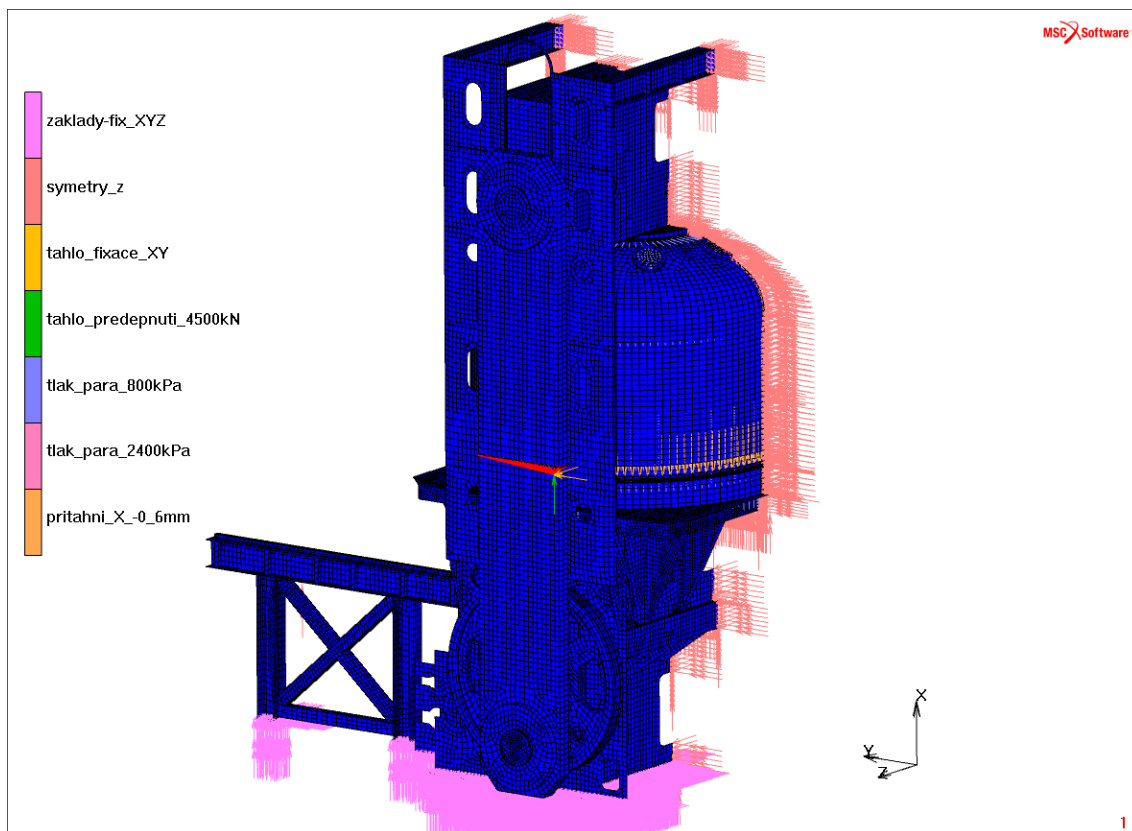
8.2.1 Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles



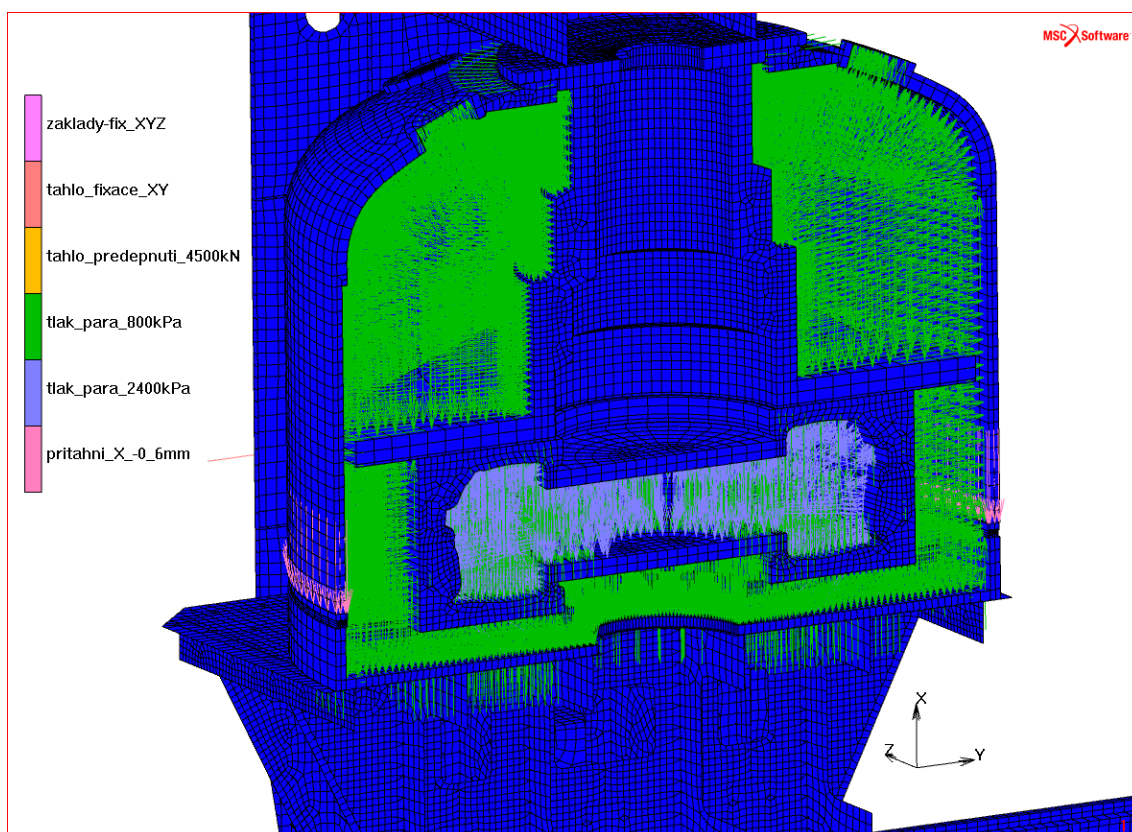
Obr. 90 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – vlivem symetrie je řešena jen polovina modelu



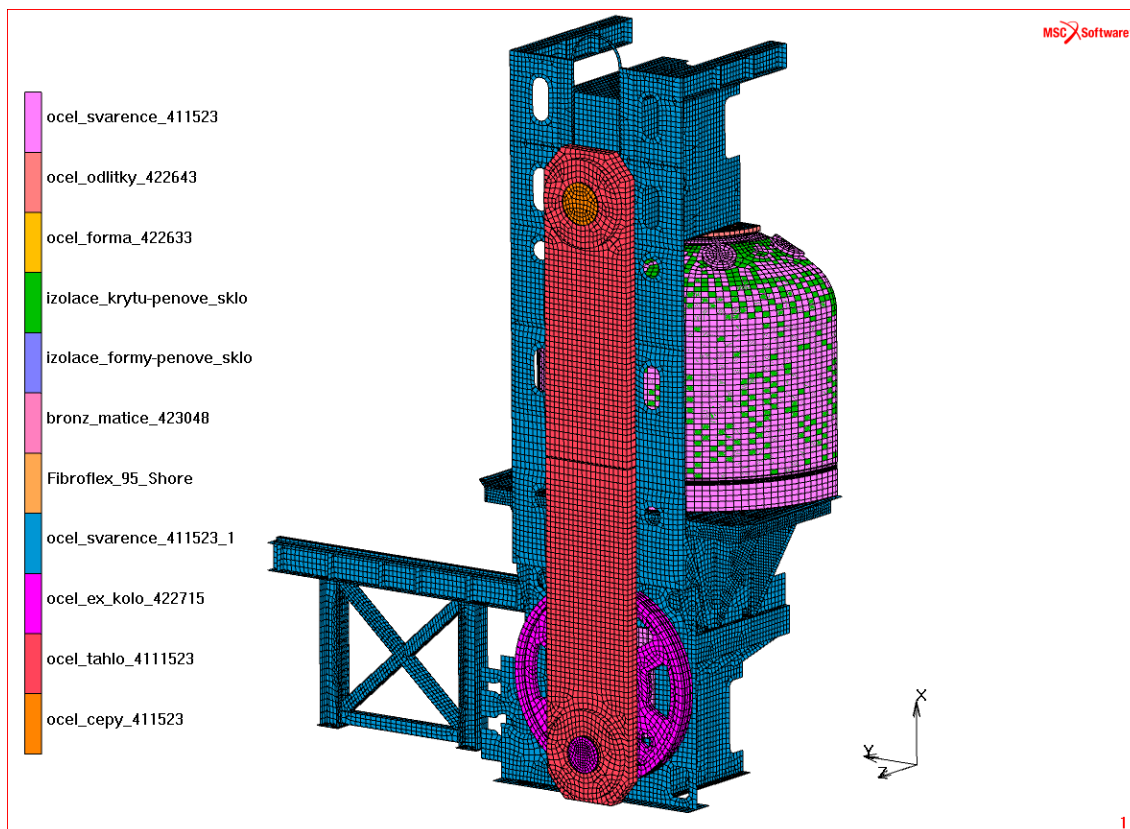
Obr. 91 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější) – vlivem symetrie je řešena jen polovina modelu



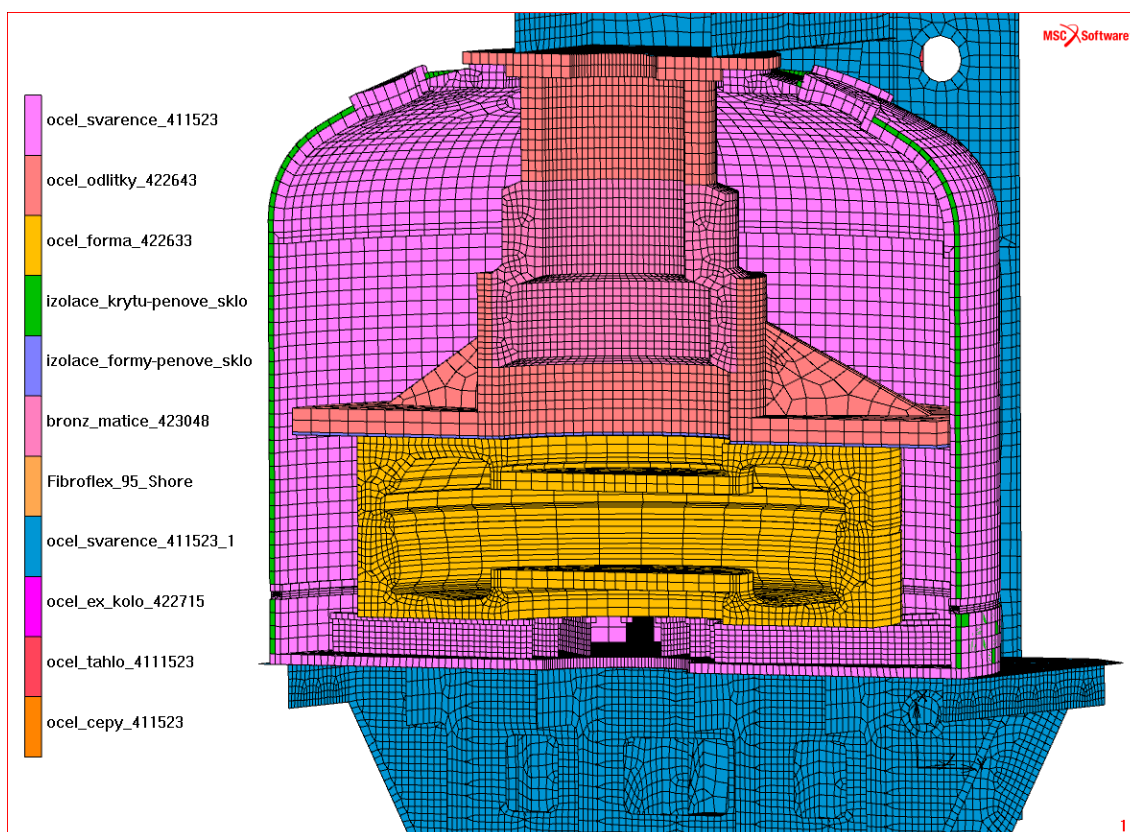
Obr. 92 Definice okrajových podmínek (pohled vnější)



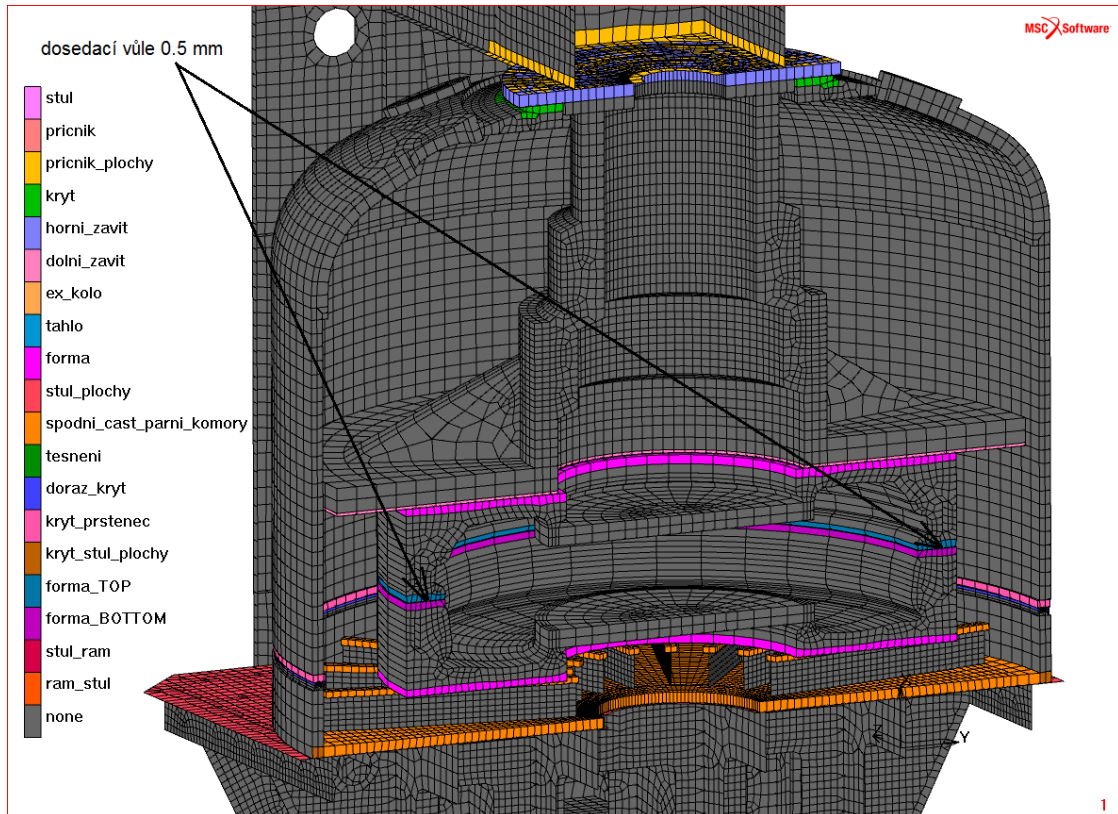
Obr. 93 Definice okrajových podmínek (pohled vnitřní) – detail parní komory



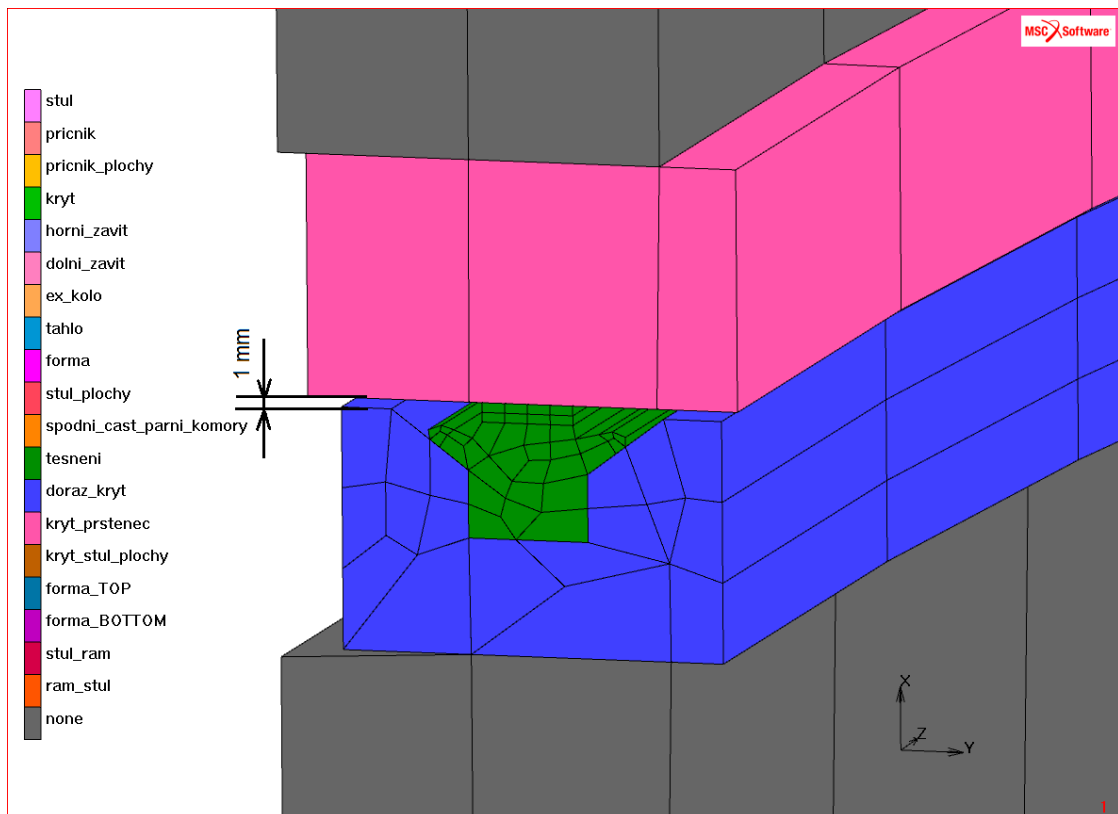
Obr. 94 Definice materiálů (pohled vnější)



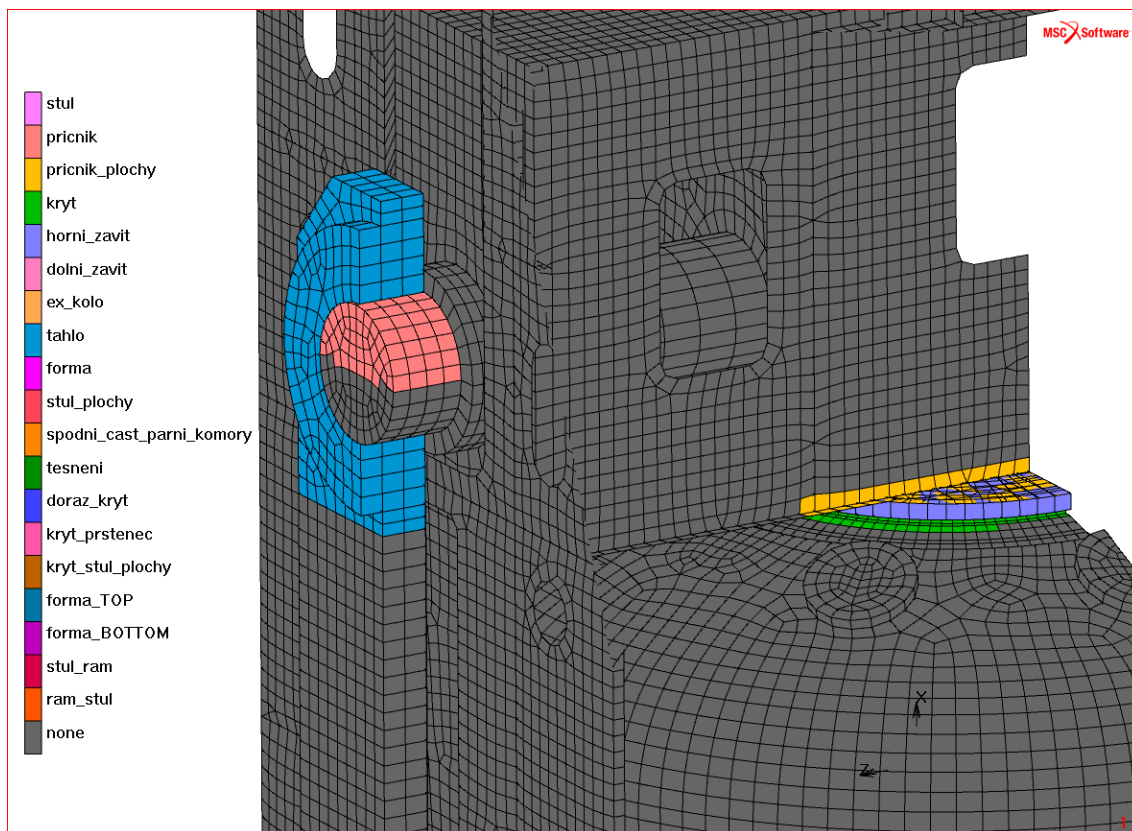
Obr. 95 Definice materiálů (pohled vnitřní) – detail parní komory



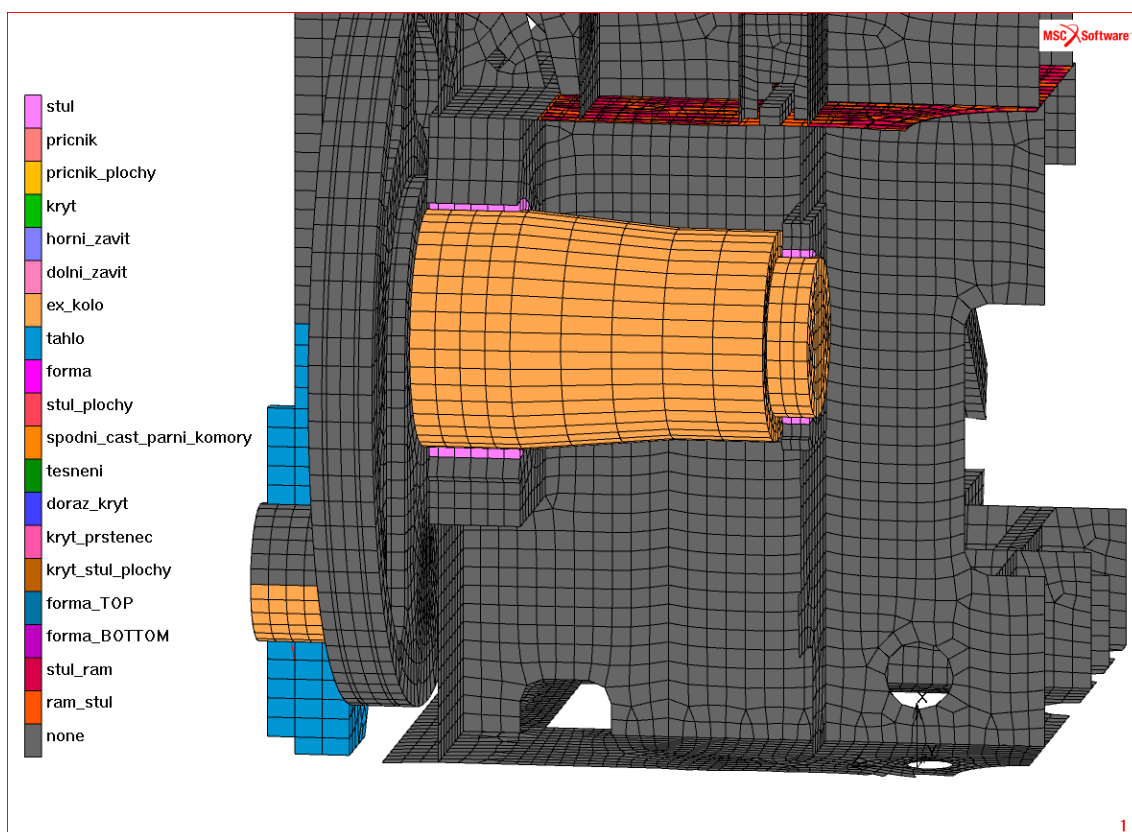
Obr. 96 Definice deformovatelných kontaktních těles – došedací vůle mezi oběma díly forma_TOP a forma_BOTTOM je zde nastavena na 0.5 mm



Obr. 97 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail těsnicí drážky parní komory, přesah těsnění vůči dorazu krytu je 1 mm

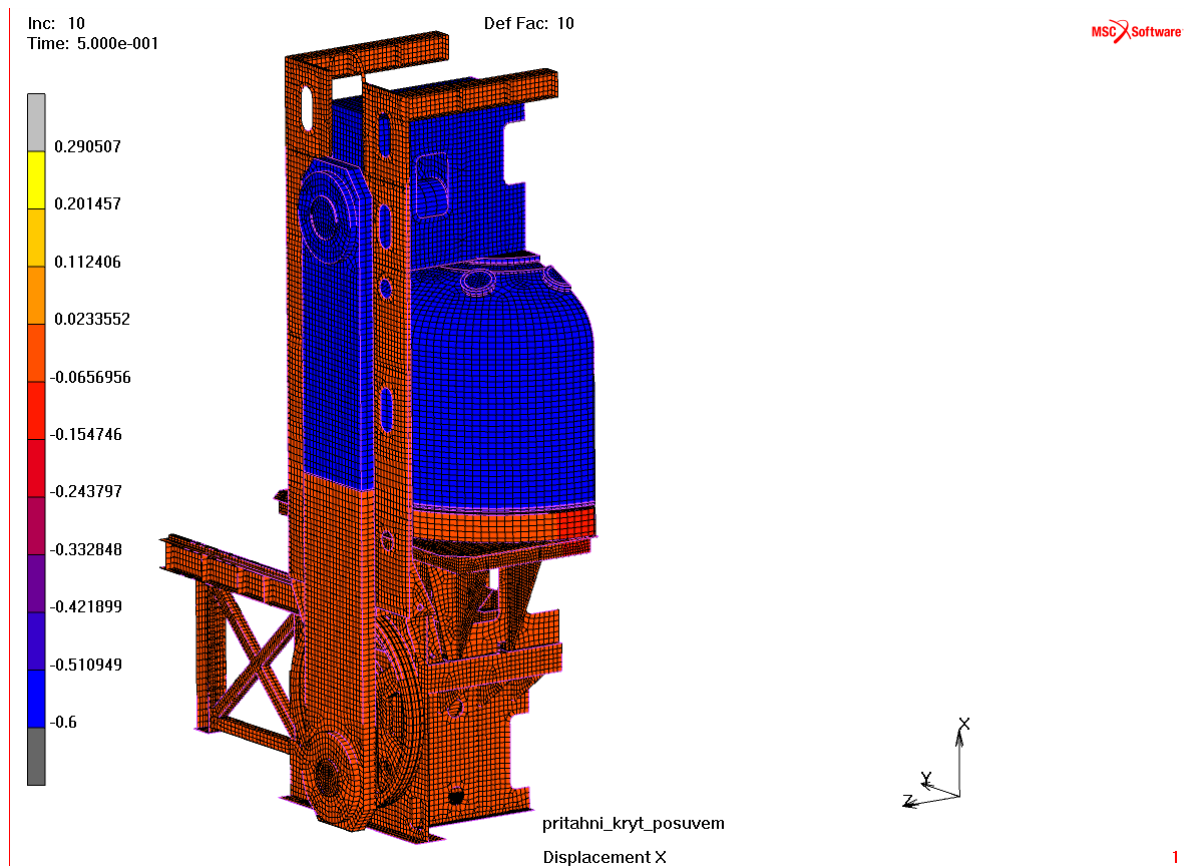


Obr. 98 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail spojení táhla a čepu

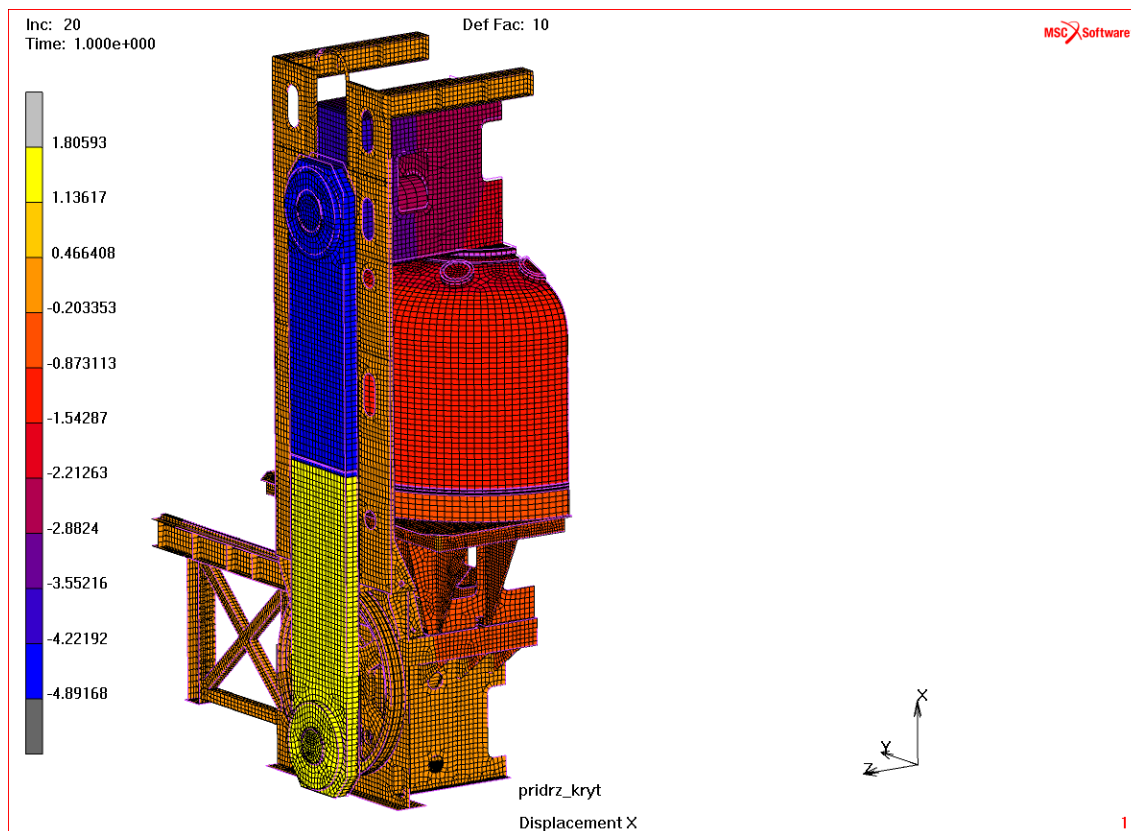


Obr. 99 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail uložení hřídele excentrického kola

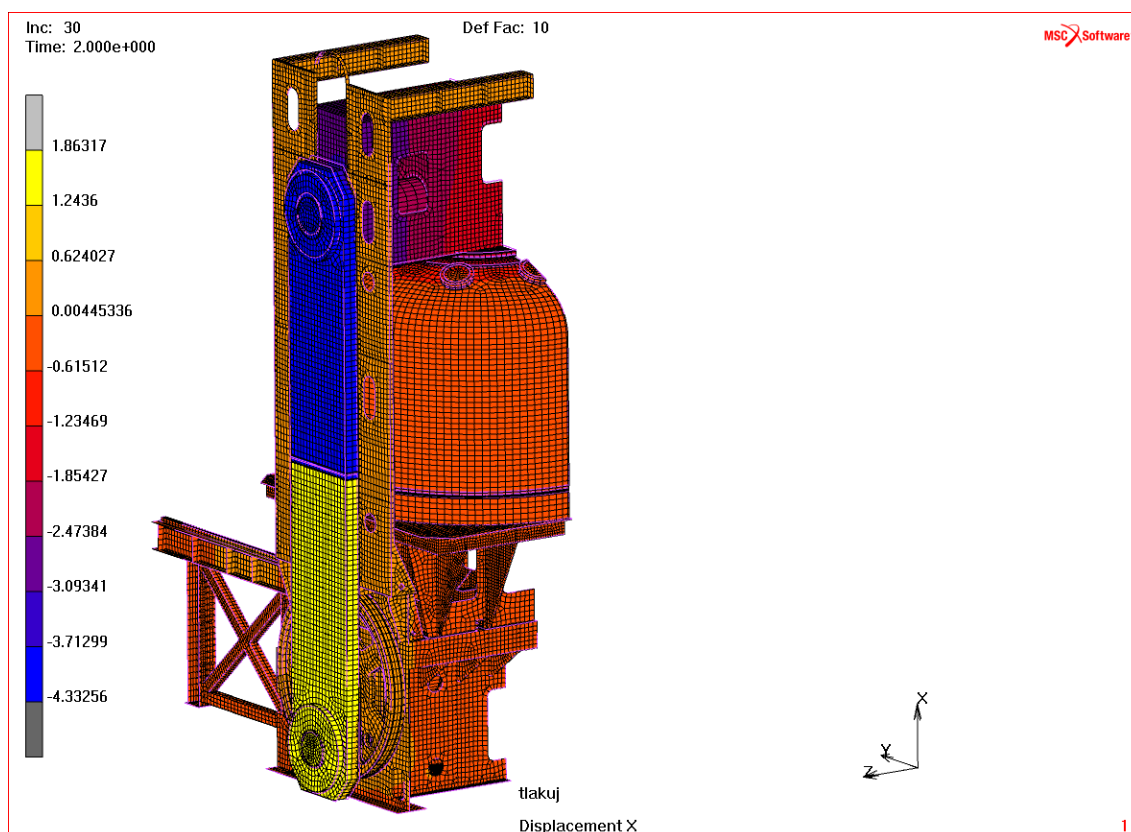
8.2.2 Výsledky MKP analýzy varianty CH_01



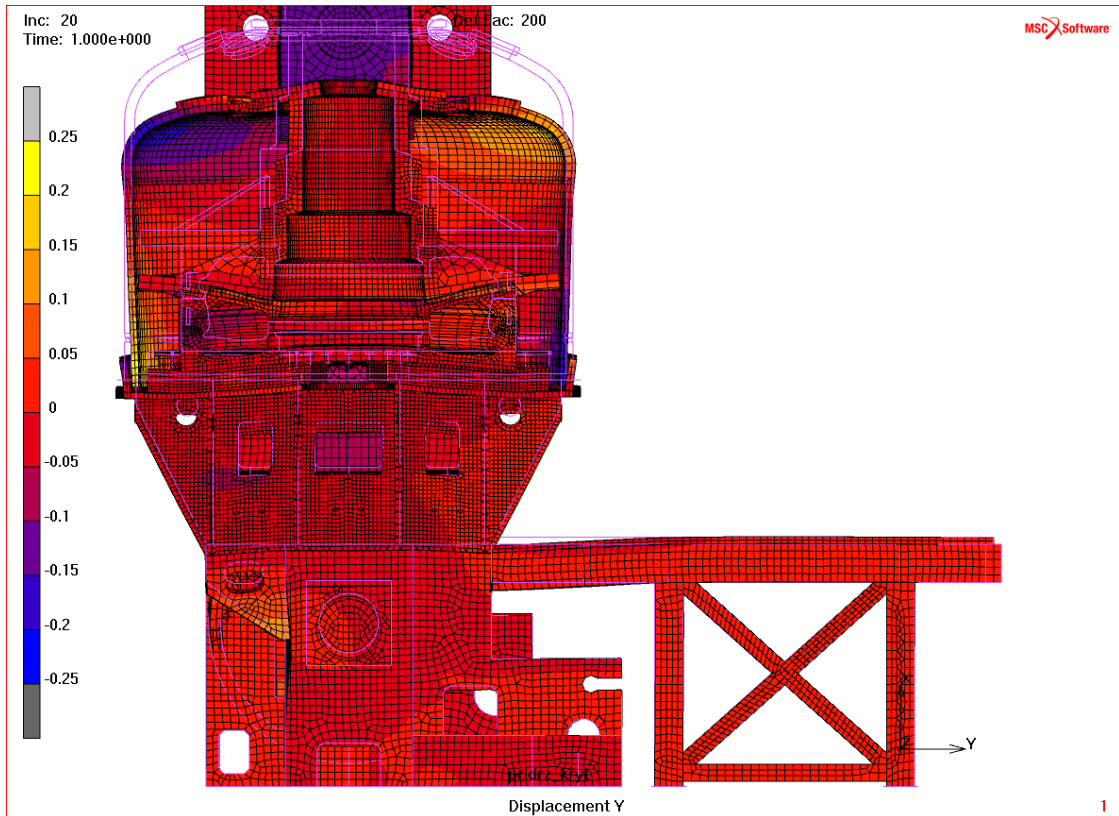
Obr. 100 Posuvy [mm] v čase „Inc: 10“, tj. při přitažení krytu komory směrem dolů o 0.6mm



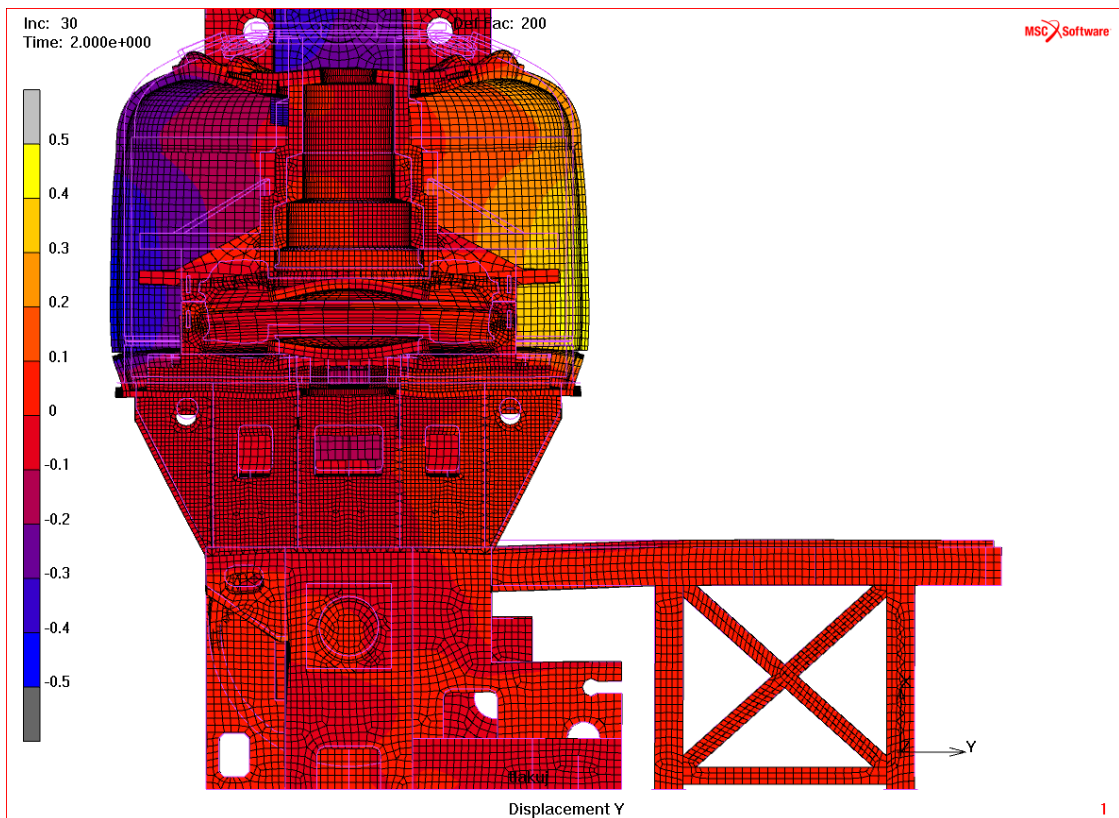
Obr. 101 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 20“, tj. při přitažení předepnutí táhla silou 4500 kN



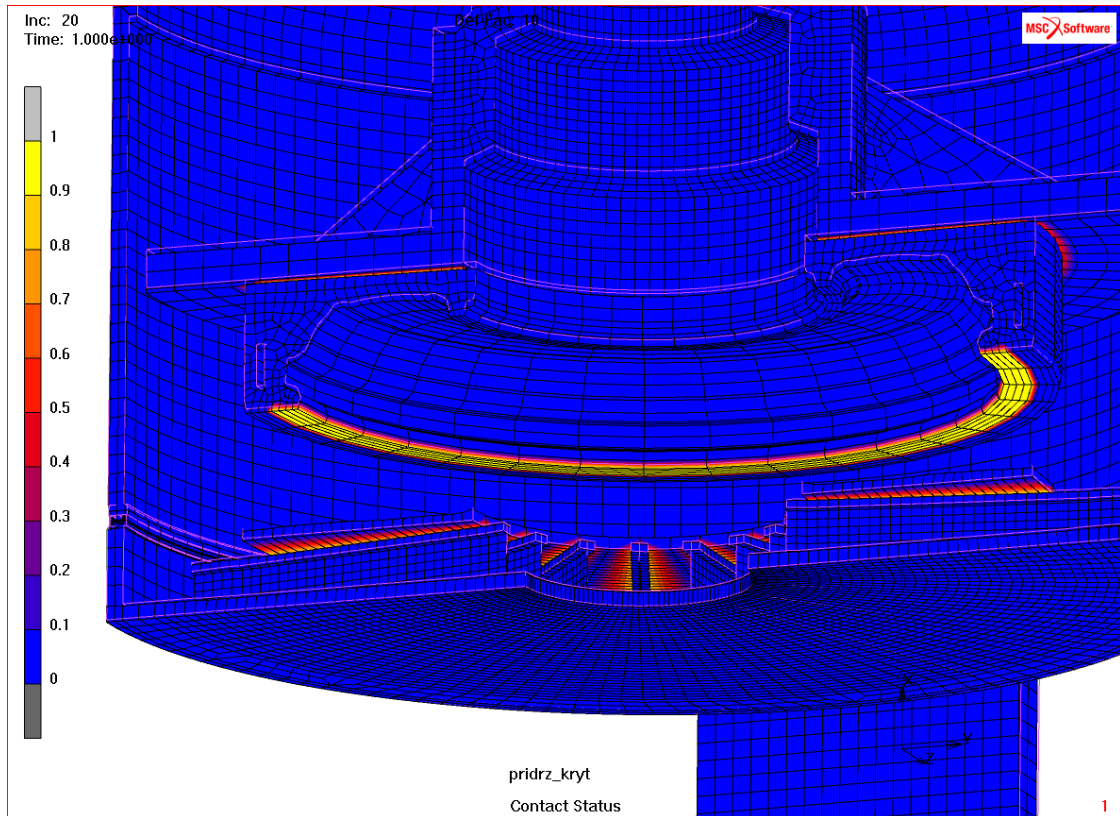
Obr. 102 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“, tj. po natlakování formy i krytu parní komory



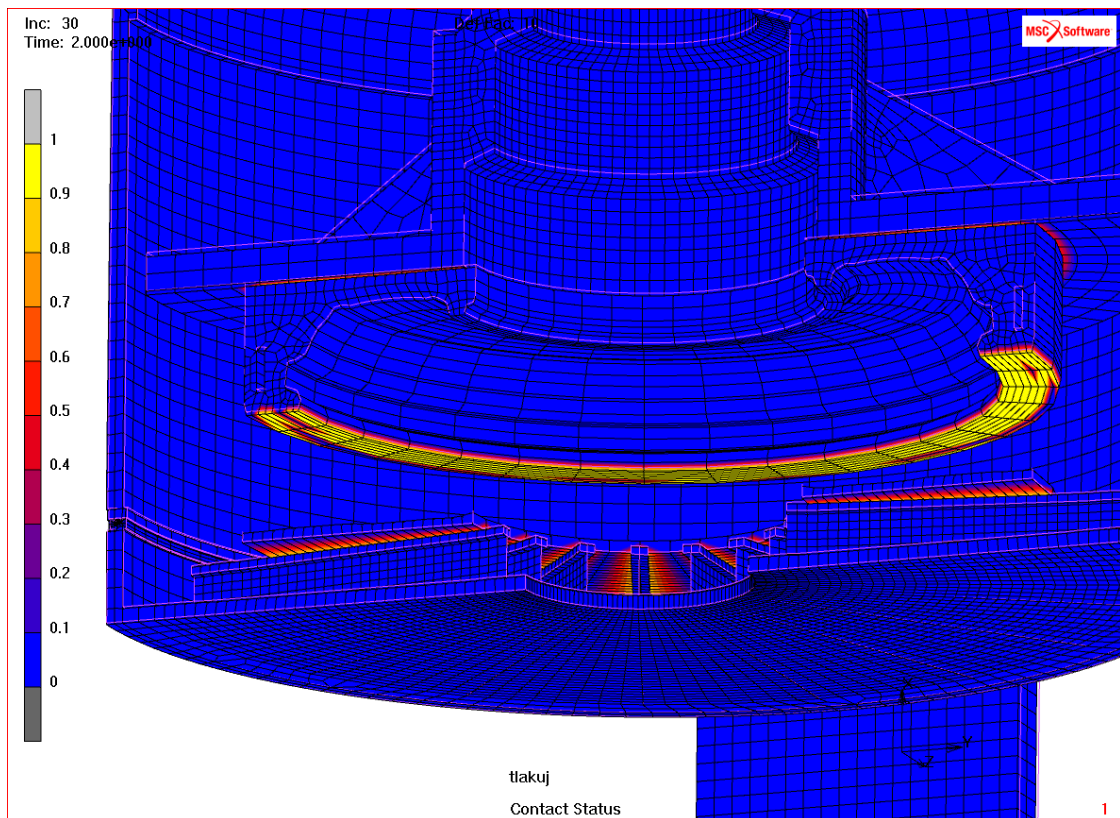
Obr. 103 Posuvy [mm] ve směru Y v čase „Inc: 20“, tj. při přitažení předepnutí táhla silou 4500 kN (deformace jsou zvětšeny 200x)



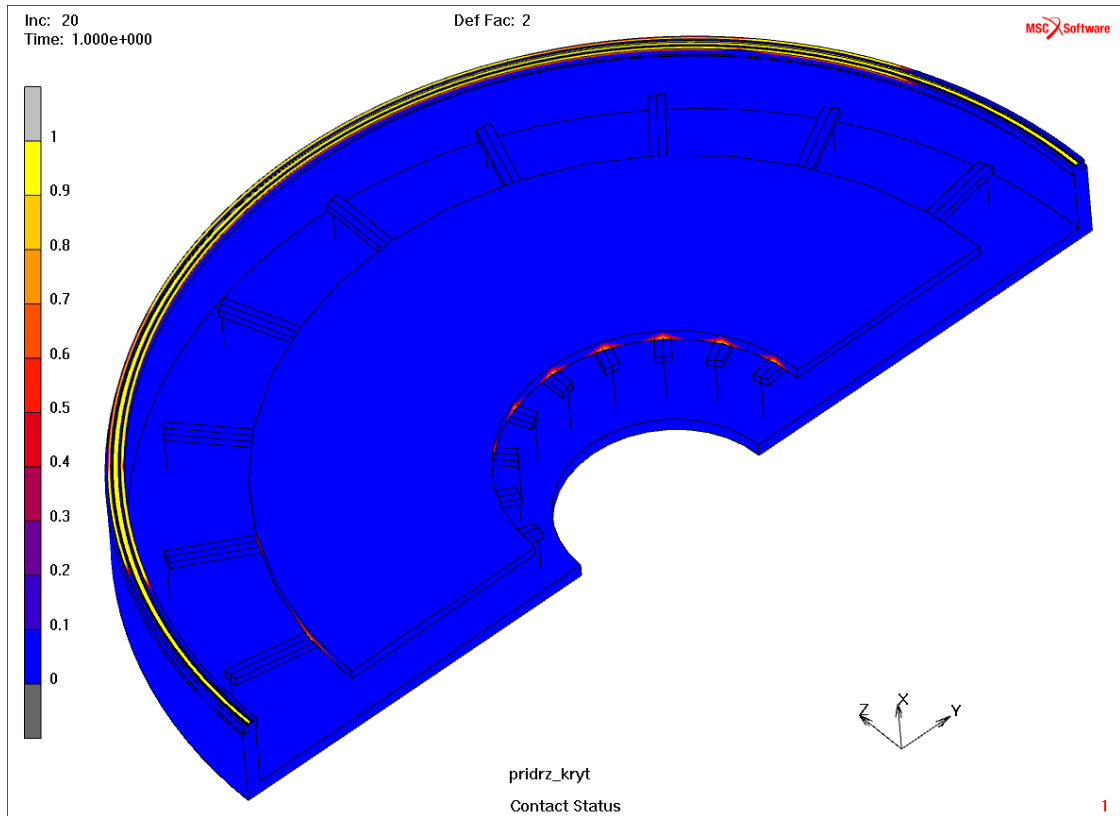
Obr. 104 Posuvy [mm] ve směru Y v čase „Inc: 30“, tj. po natlakování formy i krytu parní komory (deformace jsou zvětšeny 200x)



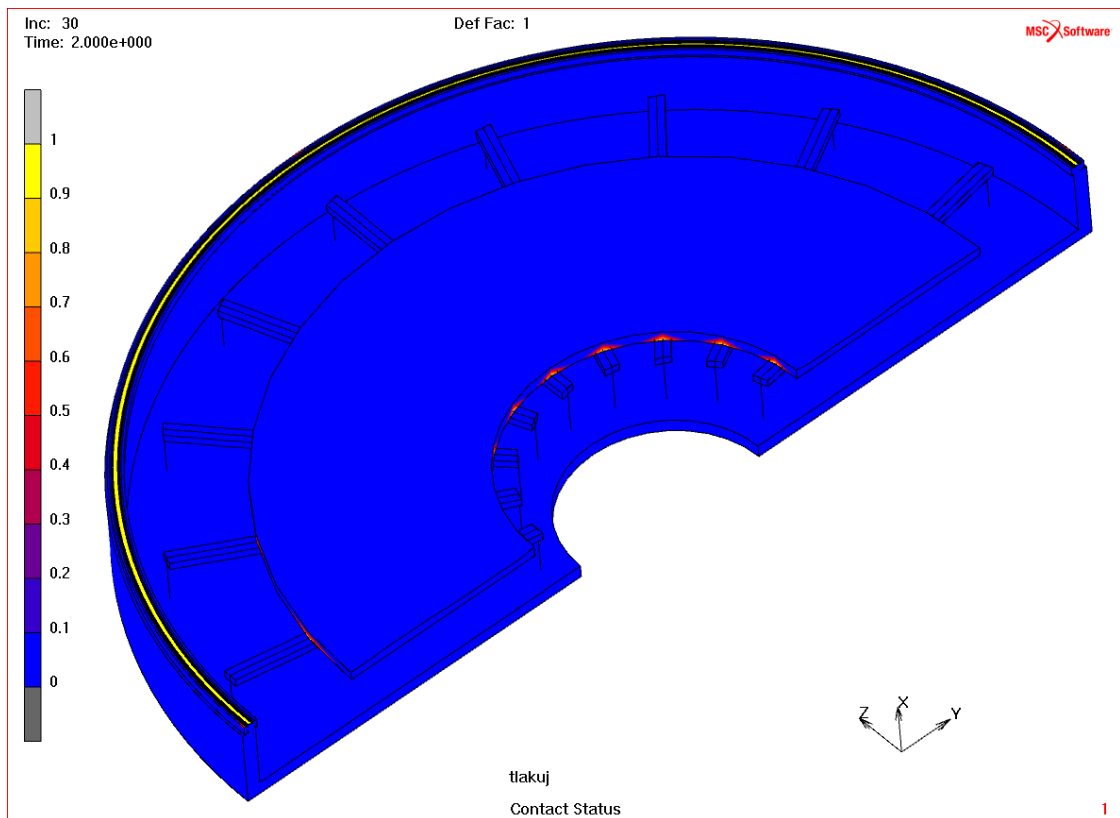
Obr. 105 Kontaktní plocha v místě dosednutí horní poloviny formy v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů, které jsou v kontaktu s příslušným protikusem)



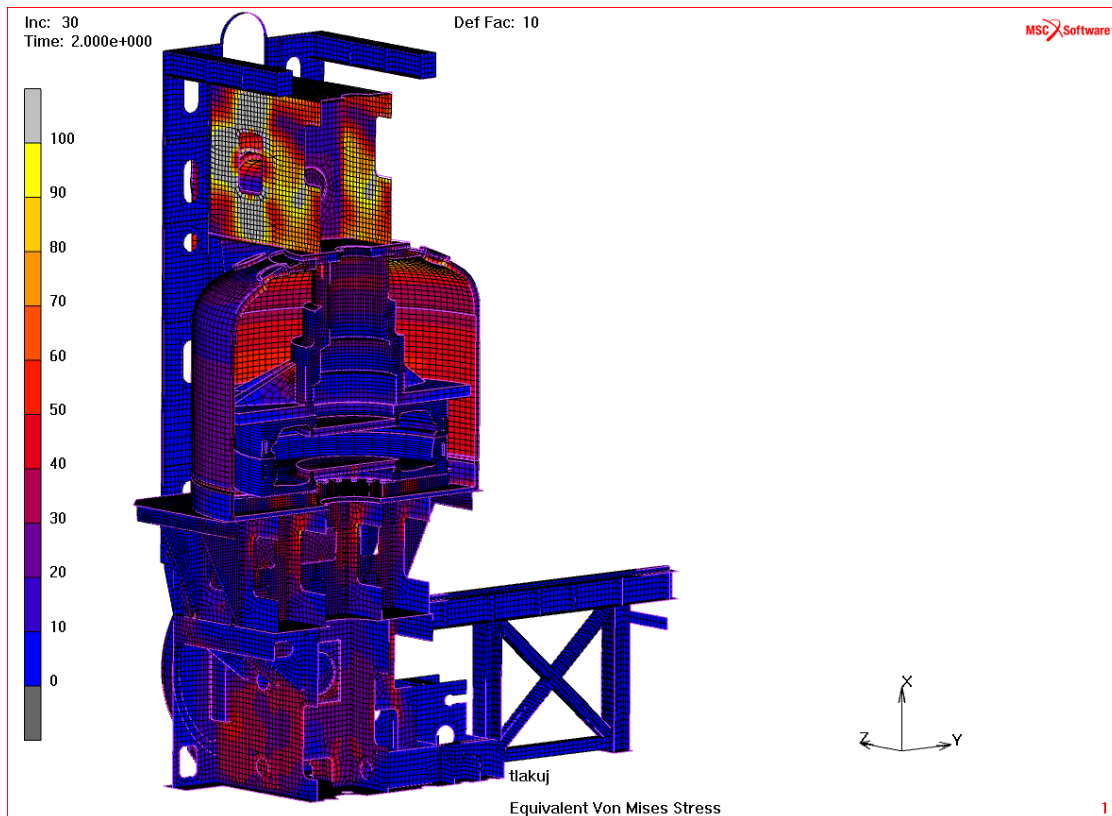
Obr. 106 Kontaktní plocha v místě dosednutí horní poloviny formy v čase „Inc: 30“ (je dobře patrné, že nedojde ani k lokálnímu odlehnutí formy v důsledku zavedení tlakové páry)



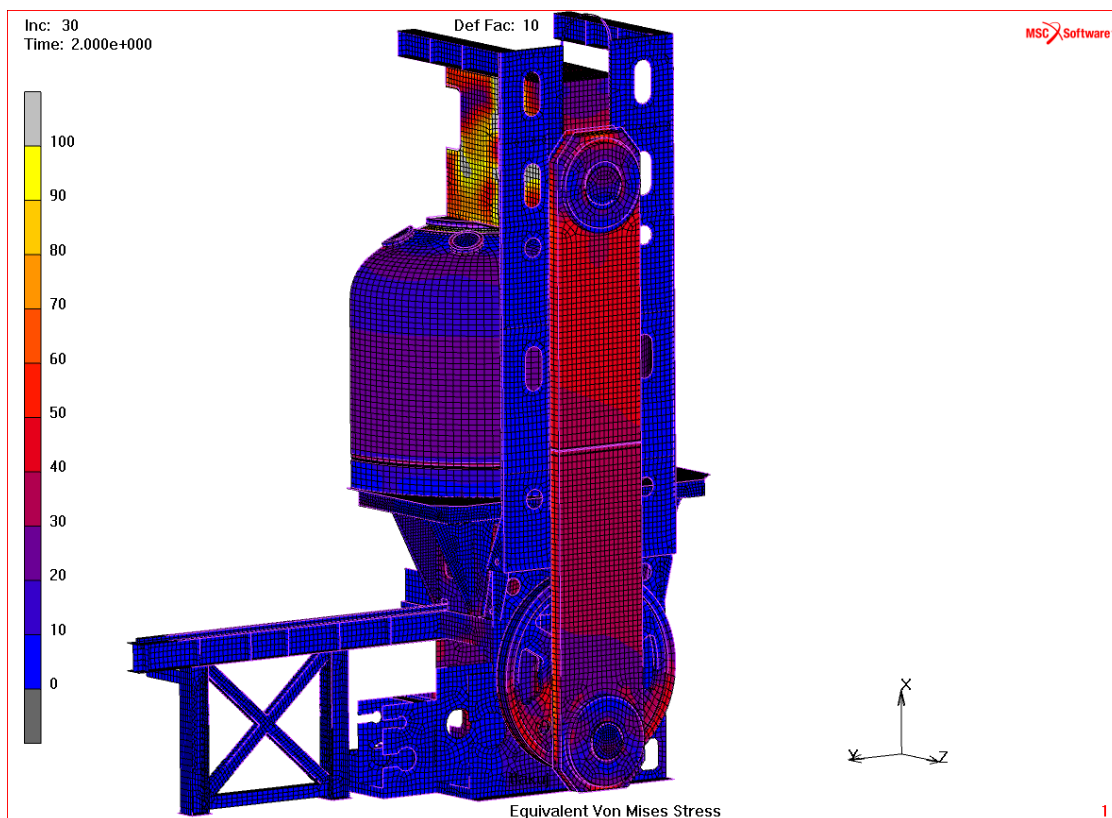
Obr. 107 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění i těsnicí drážky, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)



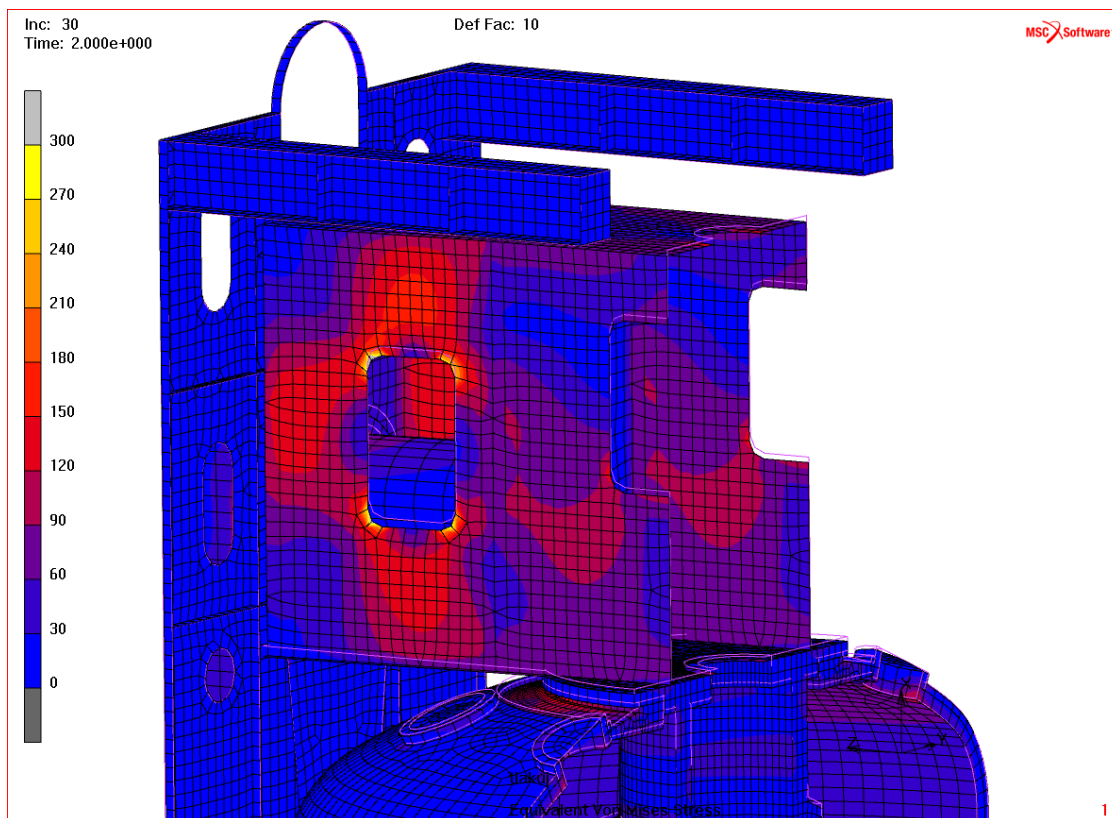
Obr. 108 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ (je jasně patrné, že po natlakování je kontakt zachován pouze mezi vlastním těsněním a horním dílem krytu)



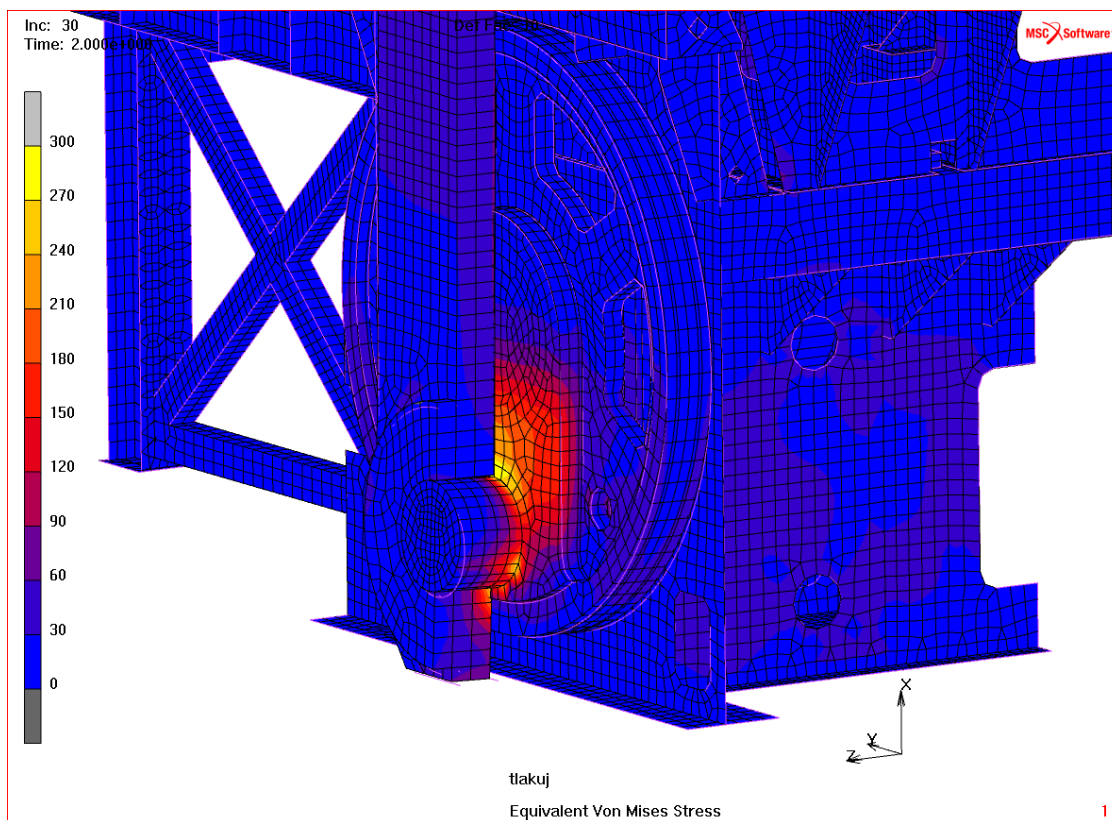
Obr. 109 Redukované napětí dle teorie HMH [MPa] v čase „Inc: 30“ (pohled vnitřní) – z hlediska napětí se jako problematický svařenec jeví pouze horní příčtník



Obr. 110 Redukované napětí dle teorie HMH [MPa] v čase „Inc: 30“ (pohled vnější)



Obr. 111 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – detail horního příčnicku, kde vnitřní rohy otvorů představují napěťově kritická místa



Obr. 112 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – oblast spoje čepu a excentrického kola je z hlediska napětí dalším kritickým místem



Obr. 113 Posuvy [mm] ve směru Z v čase „Inc: 30“ - průhyb táhla způsobený ohybem jednostranně vetknutých čepů nepředstavuje žádný problém (deformace jsou zvětšeny 50x)

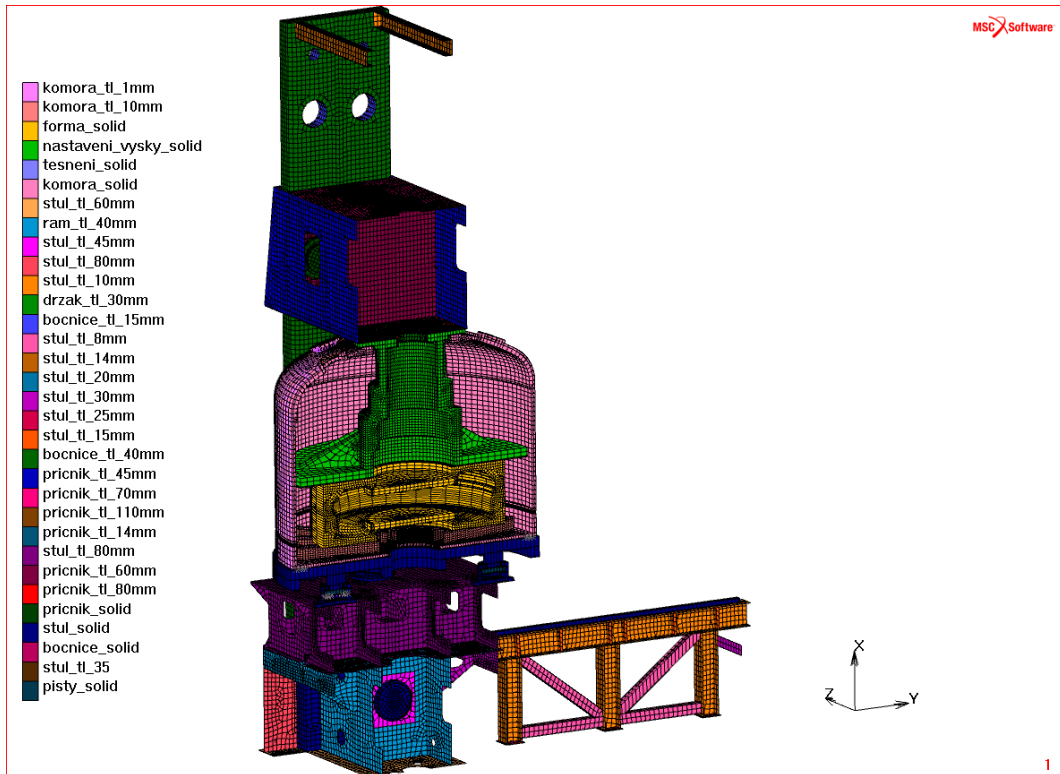
8.2.3 Závěry z analýzy varianty CH_01

Na základě výše uvedených výsledků varianty CH_01 je možné definovat následující závěry:

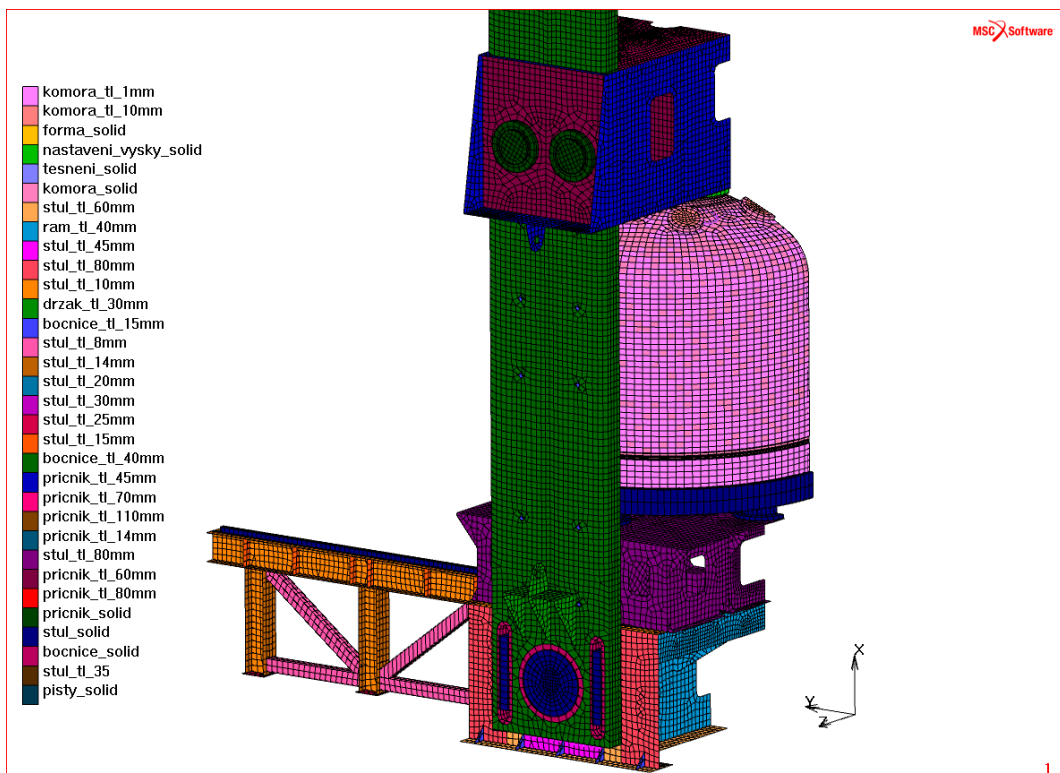
1. Analyzovaná konstrukce lisu byla předimenzována ve všech svařencích s výjimkou horního příčnicku. Přínosné pro zpřesňující MKP analýzu příčnicku by bylo jemnější zasítování v okolí otvorů.
2. Zjištěné vysoké redukované napětí v okolí spojení čepu a excentrického kola potvrzují informace z provozu podobných lisů, že v případě zalisování a svaření dochází k porušení svarů. Proto i přes vyšší cenu lze jednoznačně doporučit výrobu excentrického kola s čepem a hřídelem jako jednoditého odlitku.

8.3 Varianta CH_02 – parní komora, pevné bočnice, hydraulické válce

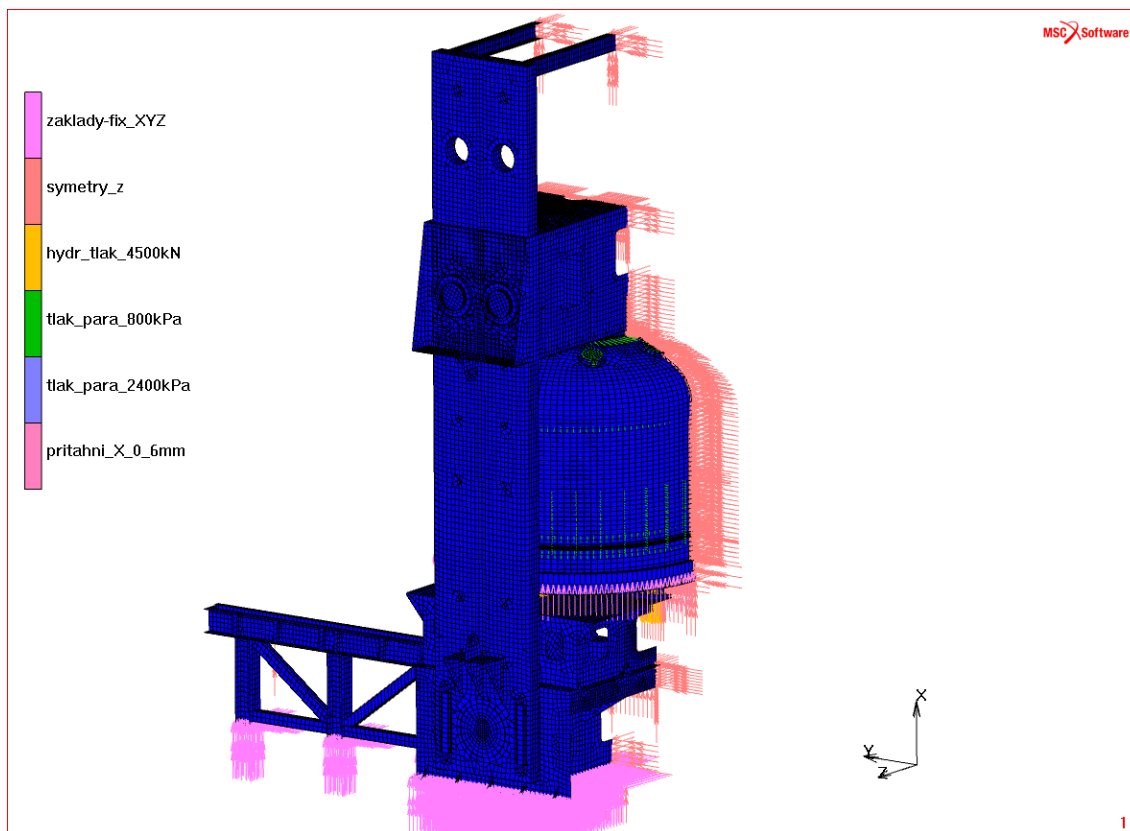
8.3.1 Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles



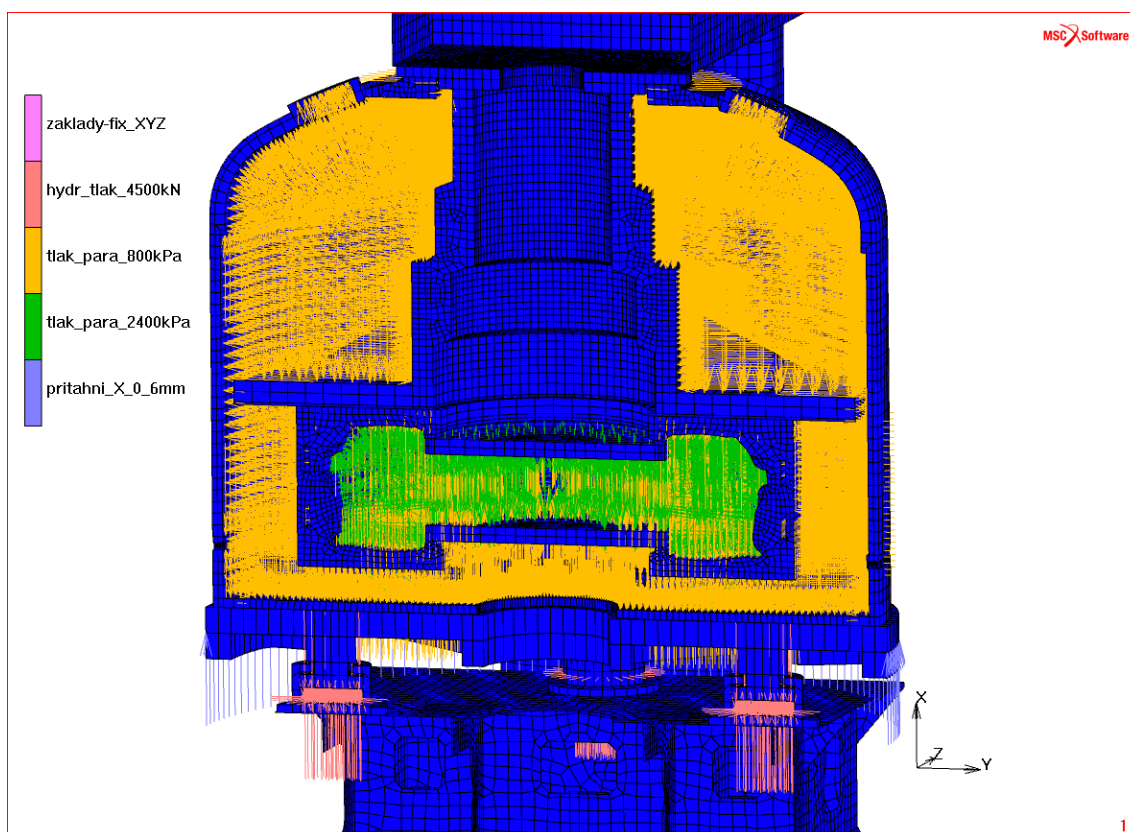
Obr. 114 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – spodní část komory je zvedána hydraulickými válci



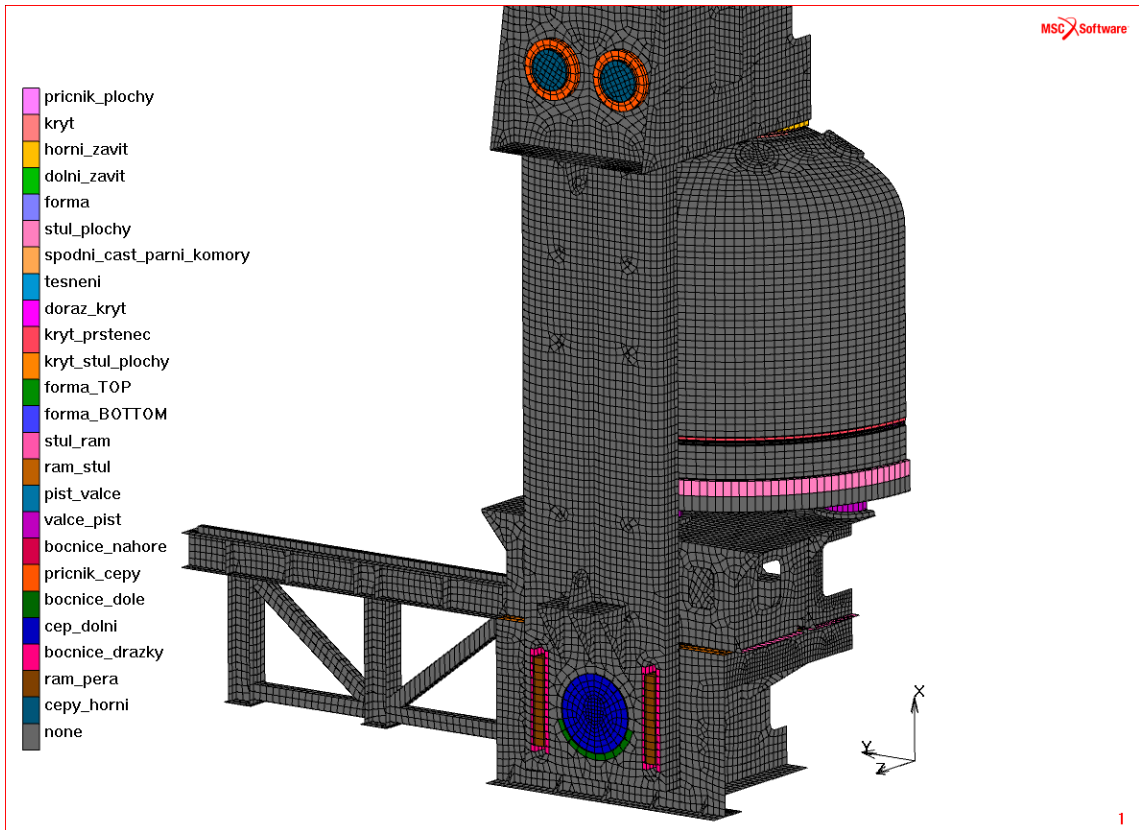
Obr. 115 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější) – bočnice je připojena čepy k rámu



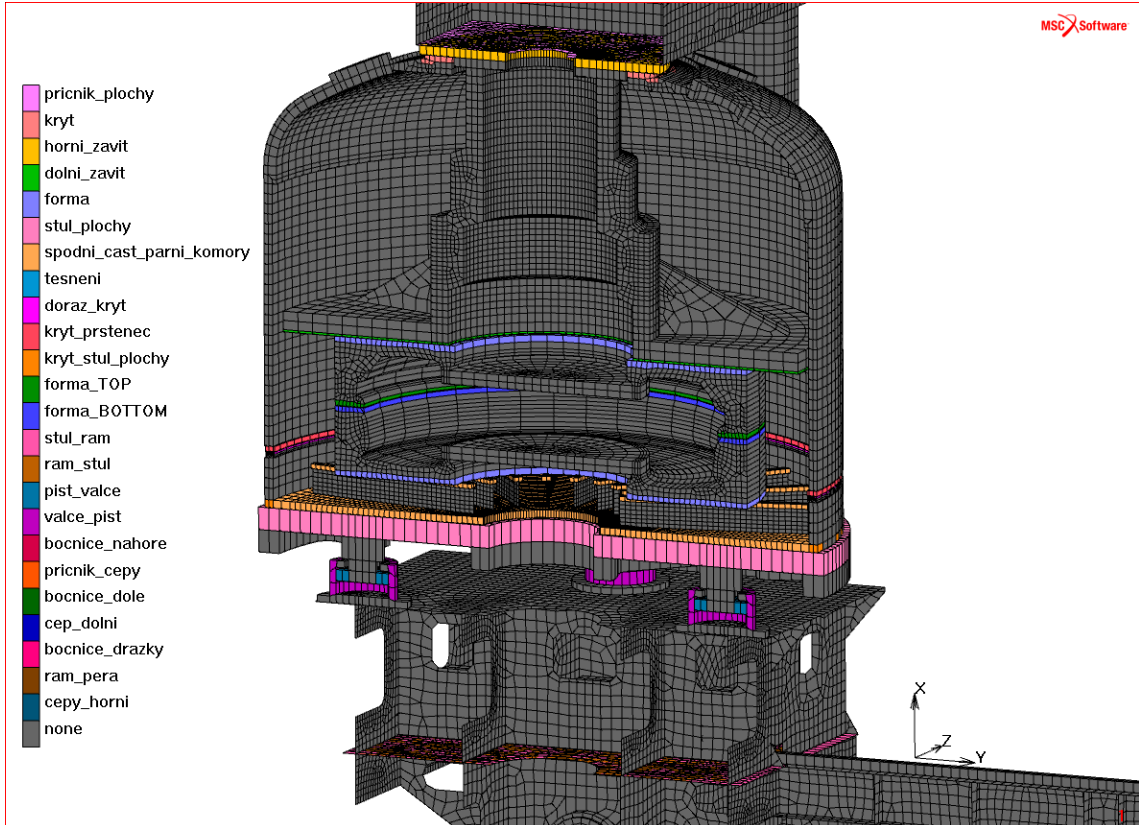
Obr. 116 Definice okrajových podmínek (pohled vnější)



Obr. 117 Definice okrajových podmínek (pohled vnější) – tlak ve válcích vyvine svislou sílu 4500 kN na polovině modelu

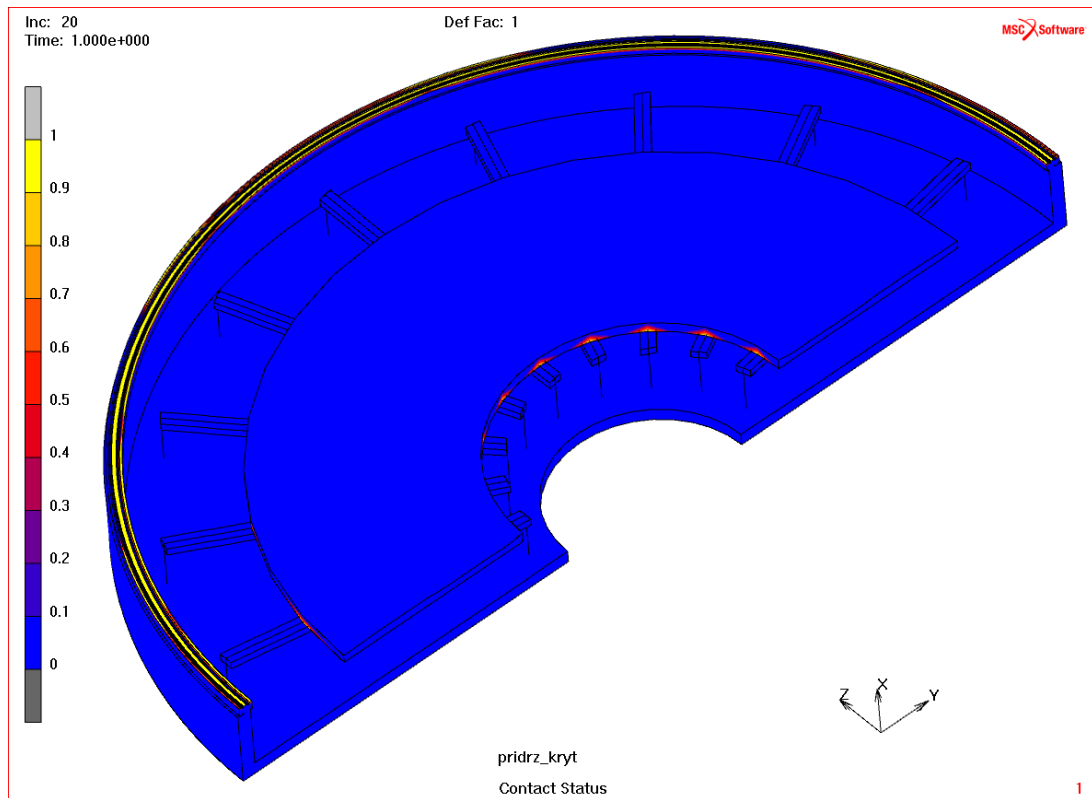


Obr. 118 Definice deformovatelných kontaktních těles (pohled vnější)

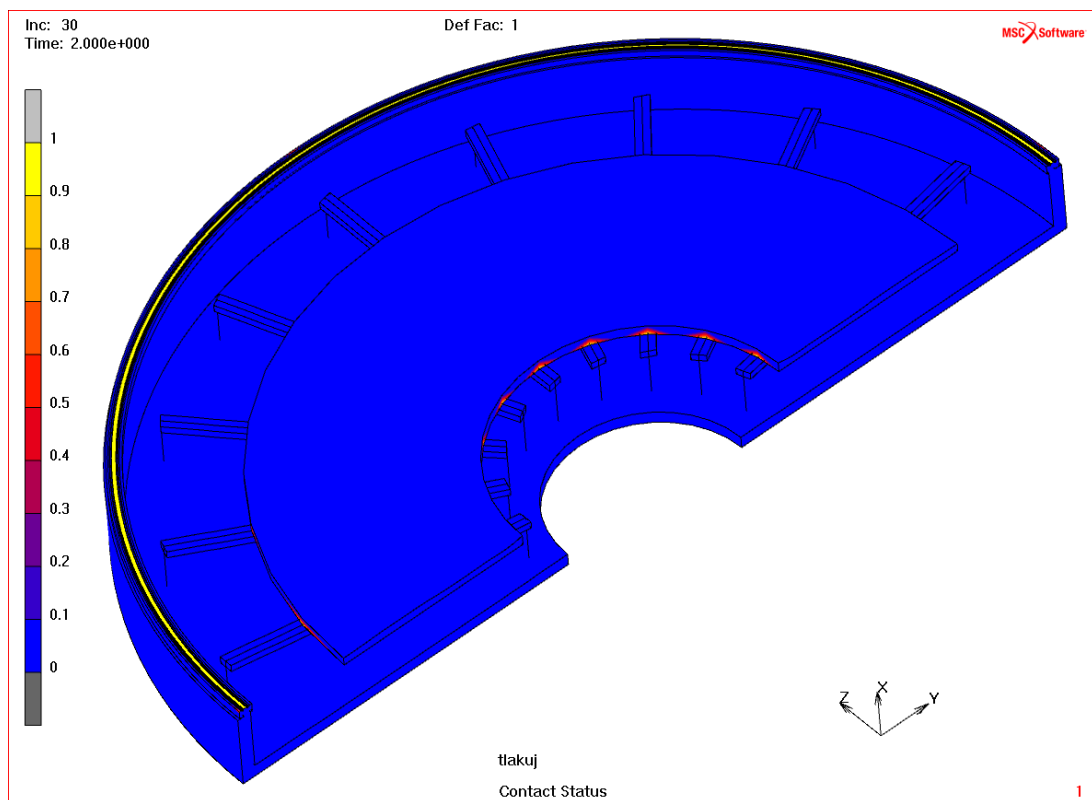


Obr. 119 Definice deformovatelných kontaktních těles – detail parní komory a hydraulických válců

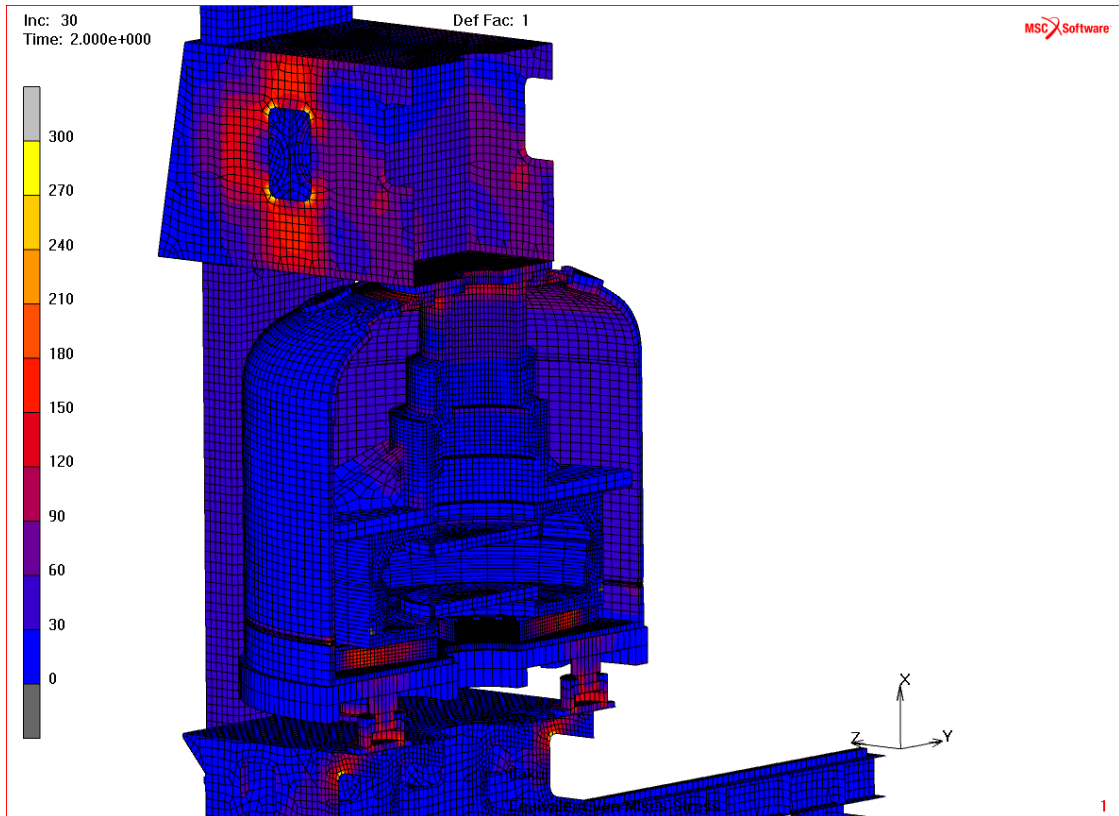
8.3.2 Výsledky analýzy varianty CH_02



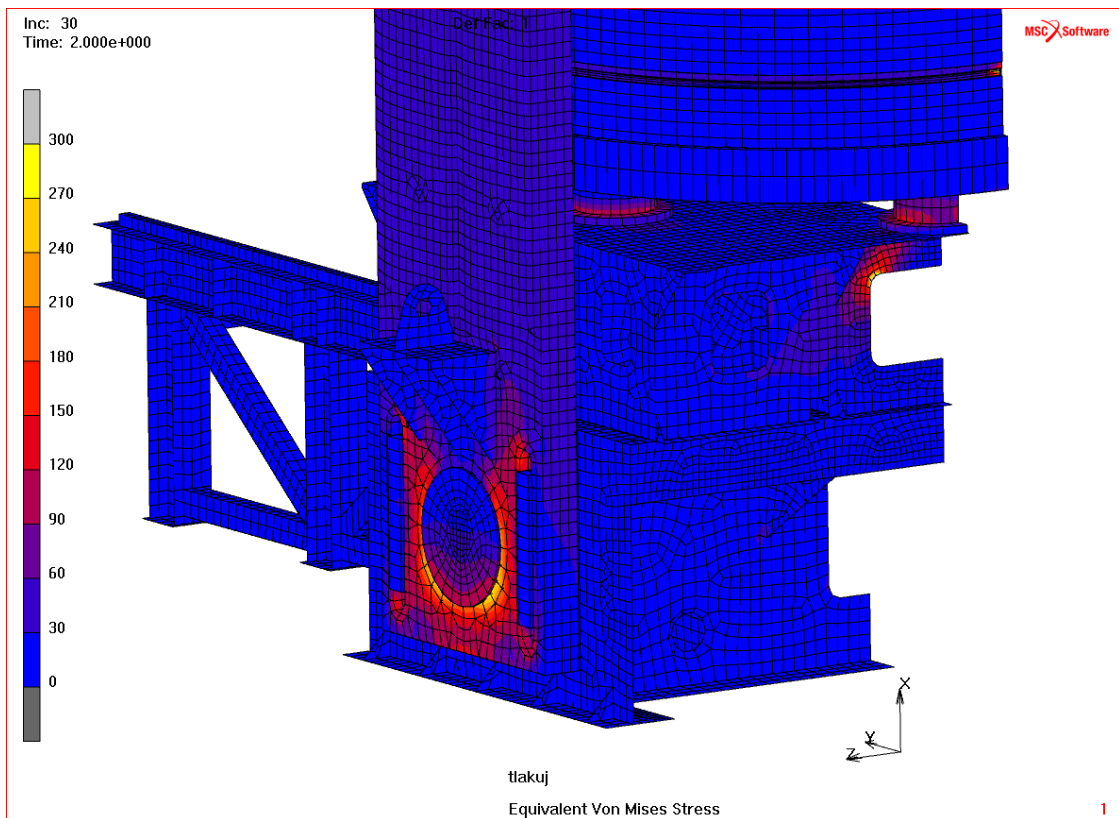
Obr. 120 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění i těsnící drážky, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)



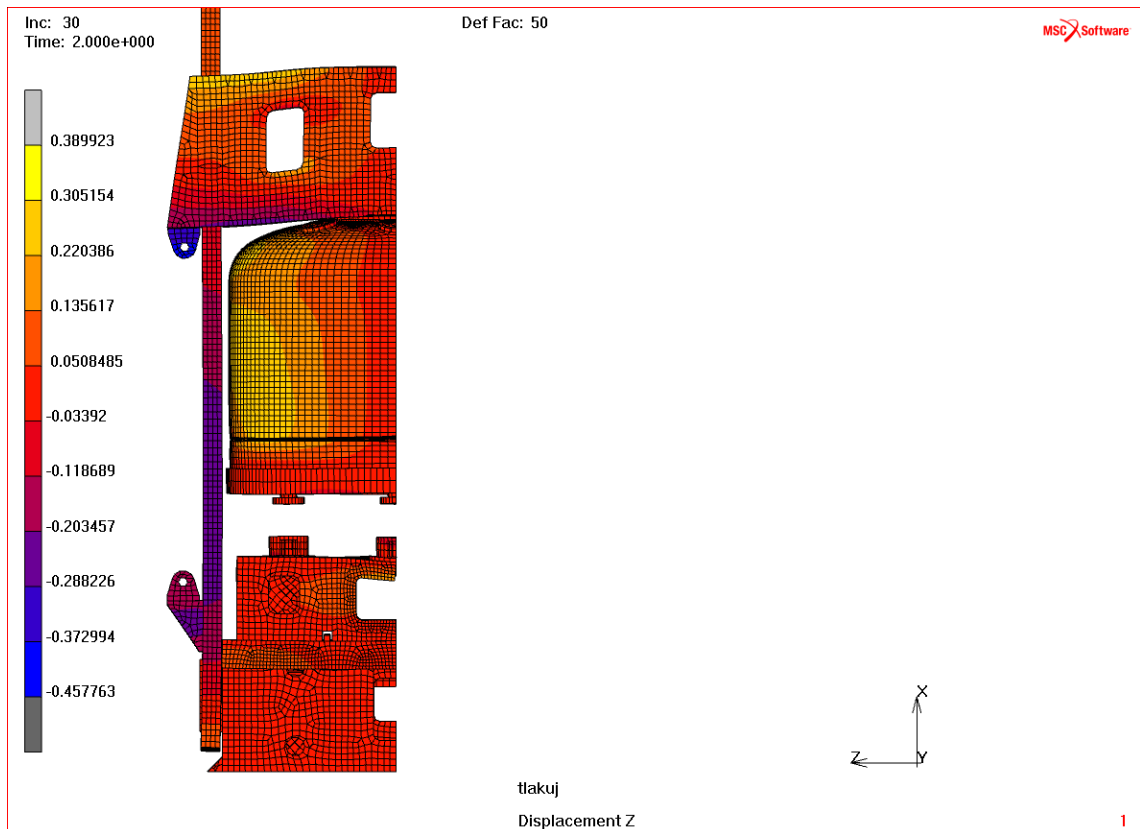
Obr. 121 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ (žlutě jsou zvýrazněny stěny elementů těsnění, které jsou v kontaktu s horním dílem krytu)



Obr. 122 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – kromě horního příčnicku by bylo vhodné upravit také konstrukci stolu pod hydraulickými válci



Obr. 123 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – oblast pouzdra pro čep je potenciálním kritickým místem



Obr. 124 Posuvy [mm] ve směru Z v čase „Inc: 30“ - díky příznivějšímu způsobu spojení táhla a příčnicku je výsledný průhyb táhla minimální (deformace jsou zvětšeny 50x)

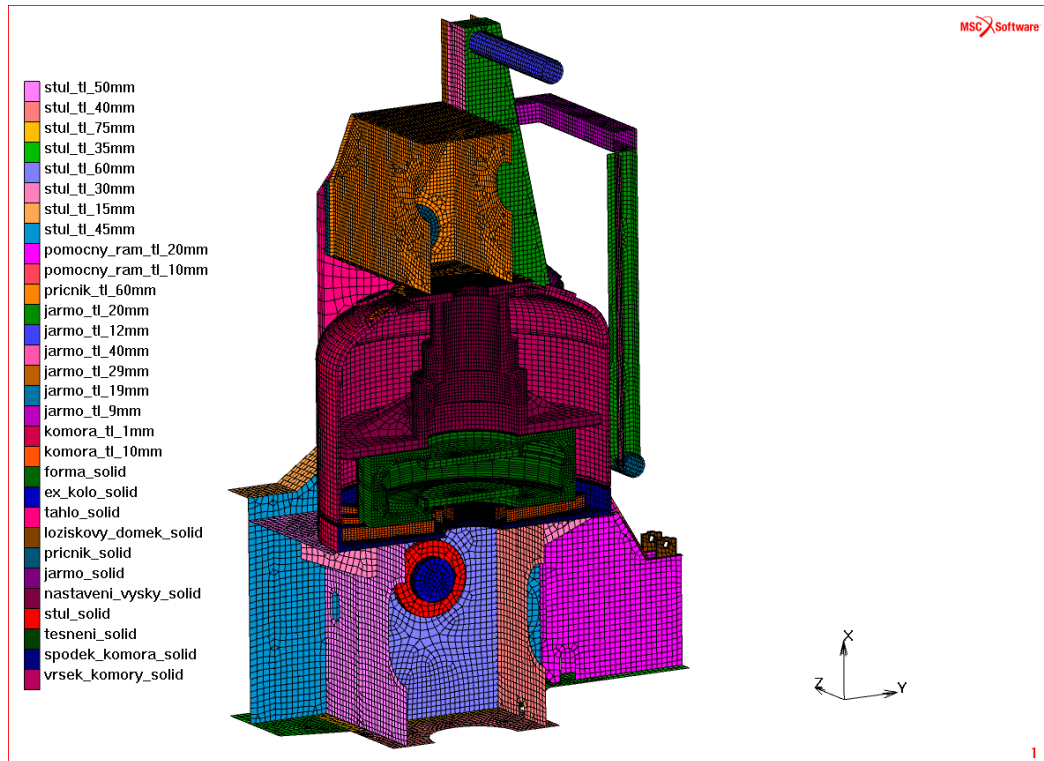
8.3.3 Závěry z analýzy varianty CH_02

Na základě výše uvedených výsledků varianty CH_02 je možné zformulovat následující závěry:

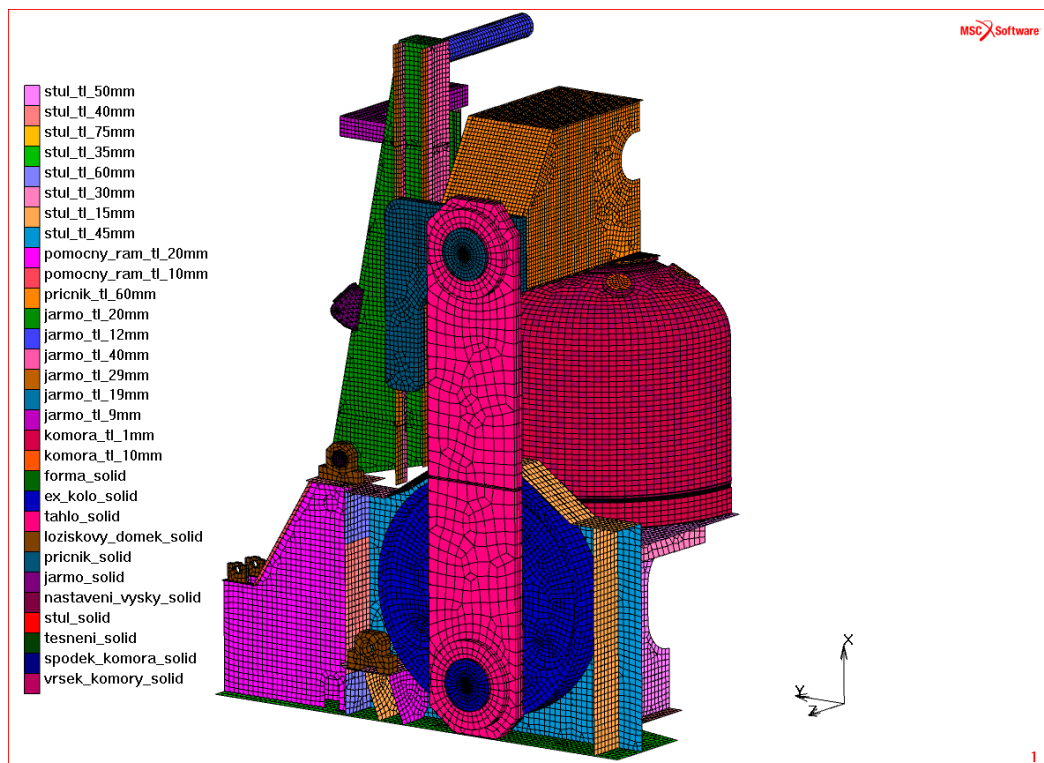
1. Tato varianta lisu s hydraulickými válci vyžaduje ve srovnání s variantou CH_01 použití dvojnásobně silných desek pro svařenec stolu pod parní komorou nebo výraznou změnu konstrukce stolu. Důvodem je skutečnost, že dosedací plochy válců jsou ve srovnání s dosedací plochou dna komory výrazně menší a dochází tak k nežádoucím zatížením svařenců na malých oblastech v okolí hydraulických válců.
2. Pevná bočnice, která je nahoře připojena k příčnicku průchozími čepy, vykazuje jen zanedbatelný průhyb (tj. posuvy ve směry Z). Nicméně výroba konkrétní bočnice jako svařeného uzavřeného profilu, v němž jsou uložena pouzdra pro čepy, by si zasloužila podrobnější výpočtovou analýzu právě kolem těchto pouzder, neboť se jedná o napětově kritickou oblast.

8.4 Varianta VL₉₀ – parní komora, excentrické kolo, vliv dosedací vůle formy

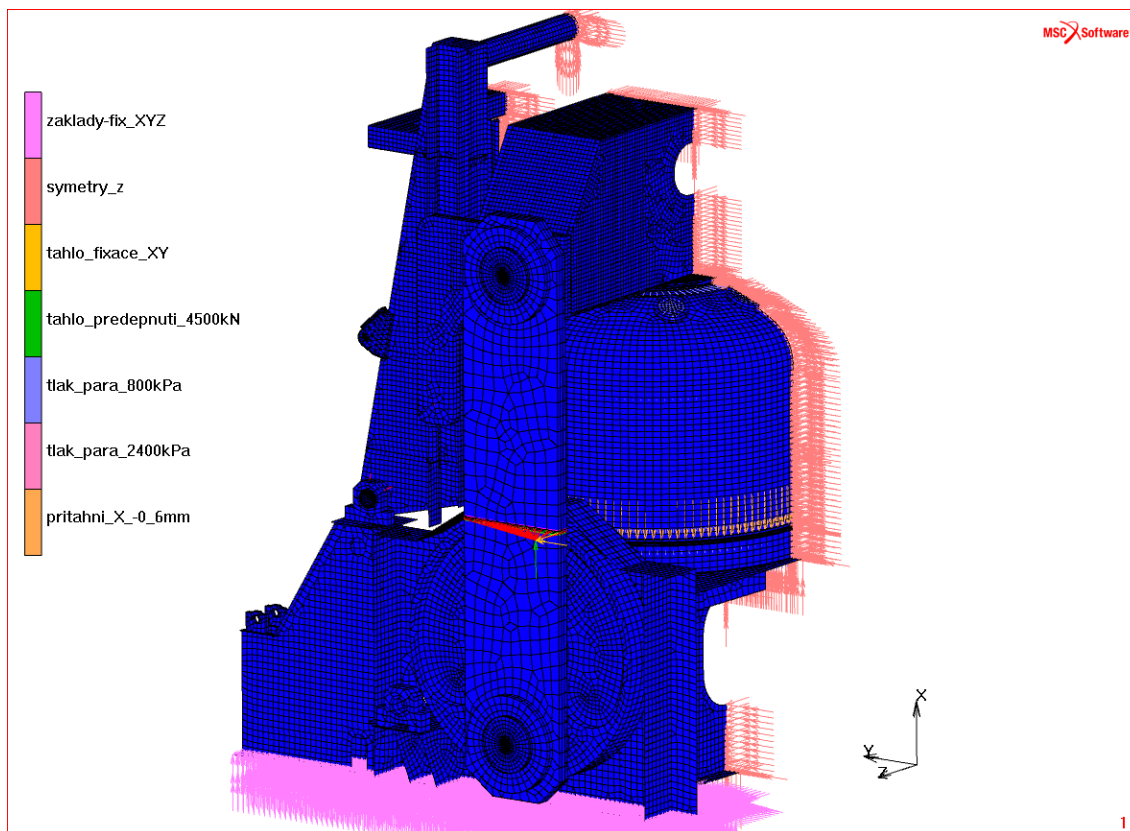
8.4.1 Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles



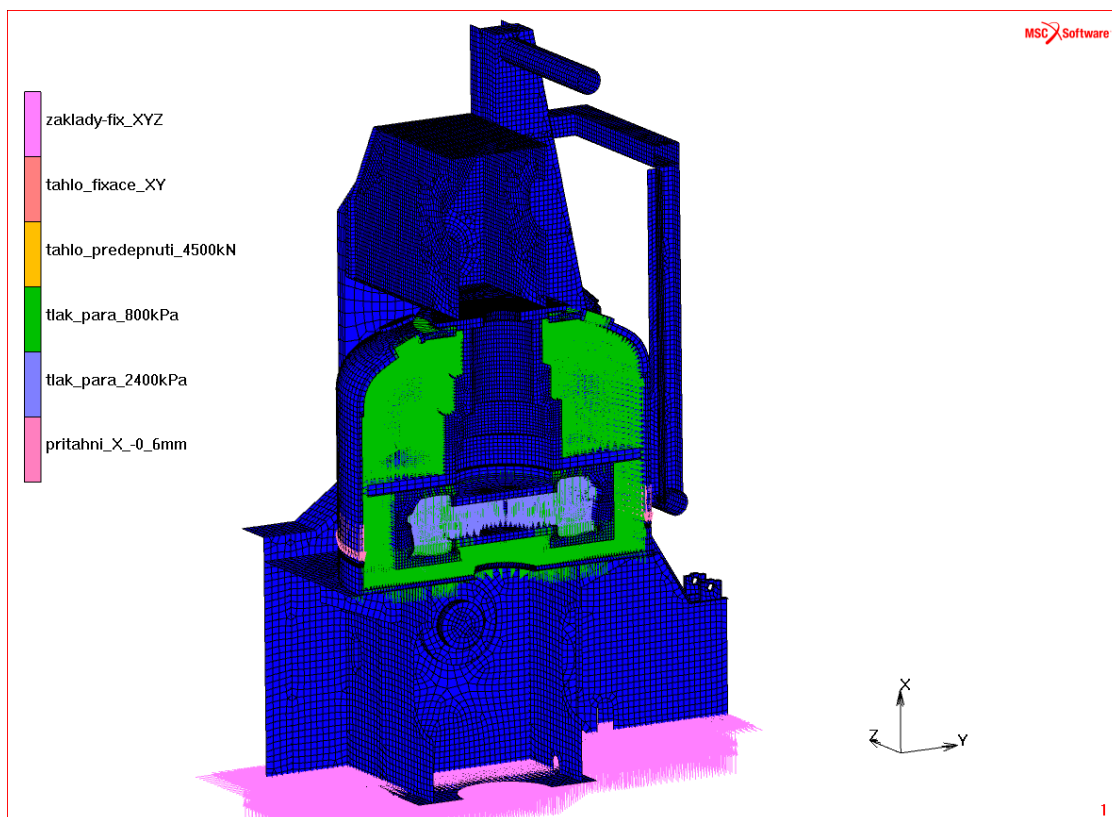
Obr. 125 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní)



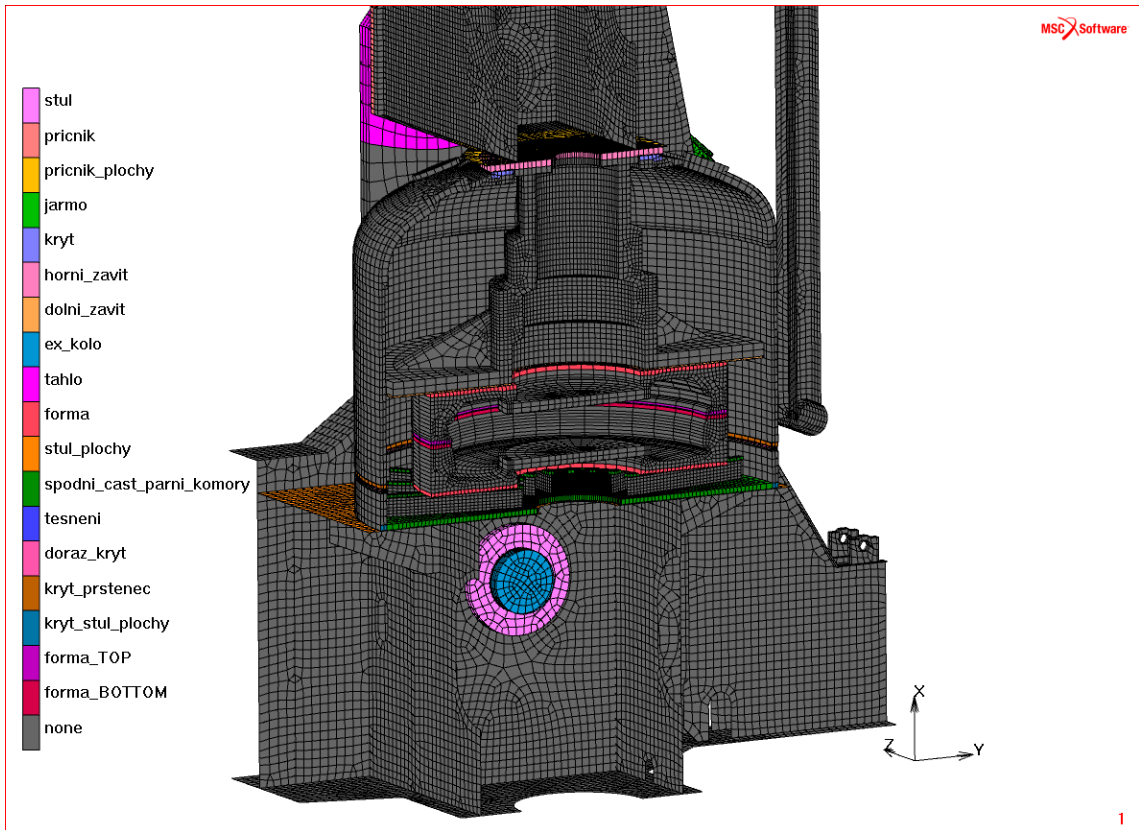
Obr. 126 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější)



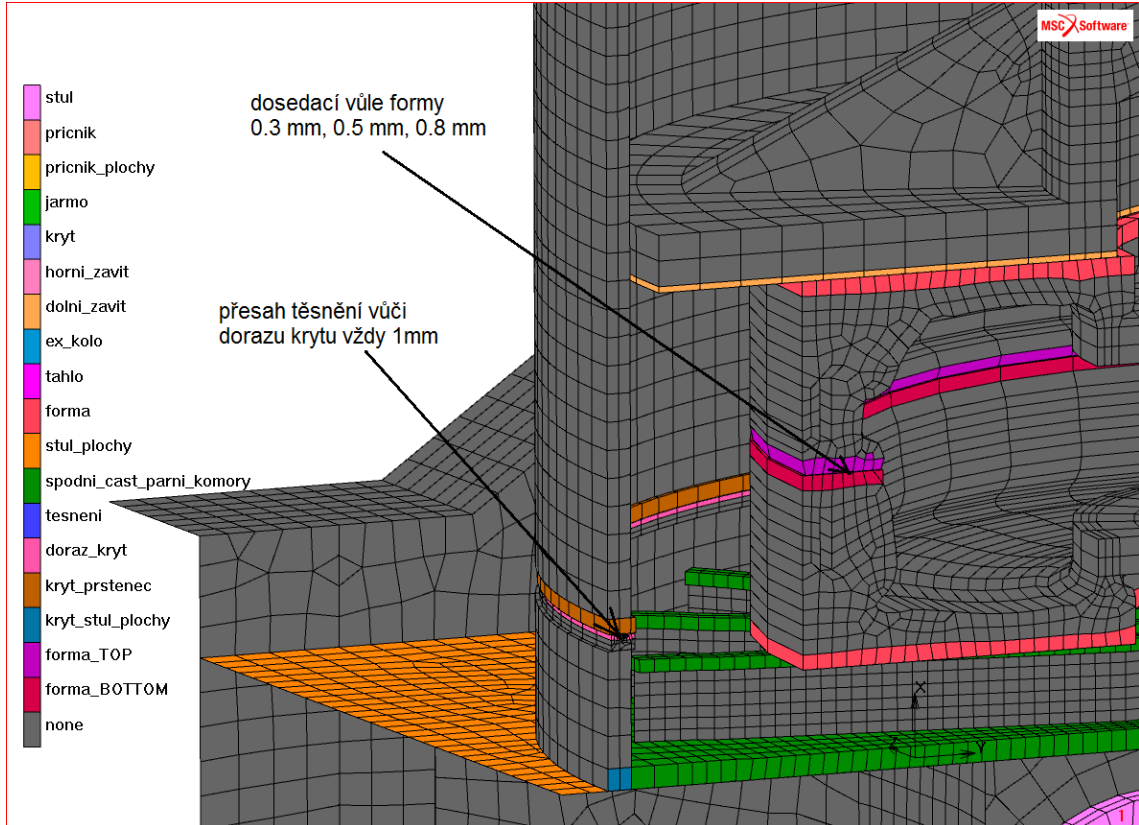
Obr. 127 Definice okrajových podmínek (pohled vnější) – předepnutí táhla silou 4500 kN je opět realizováno speciální vazbou místě rozpůlení táhla



Obr. 128 Definice okrajových podmínek (pohled vnější)

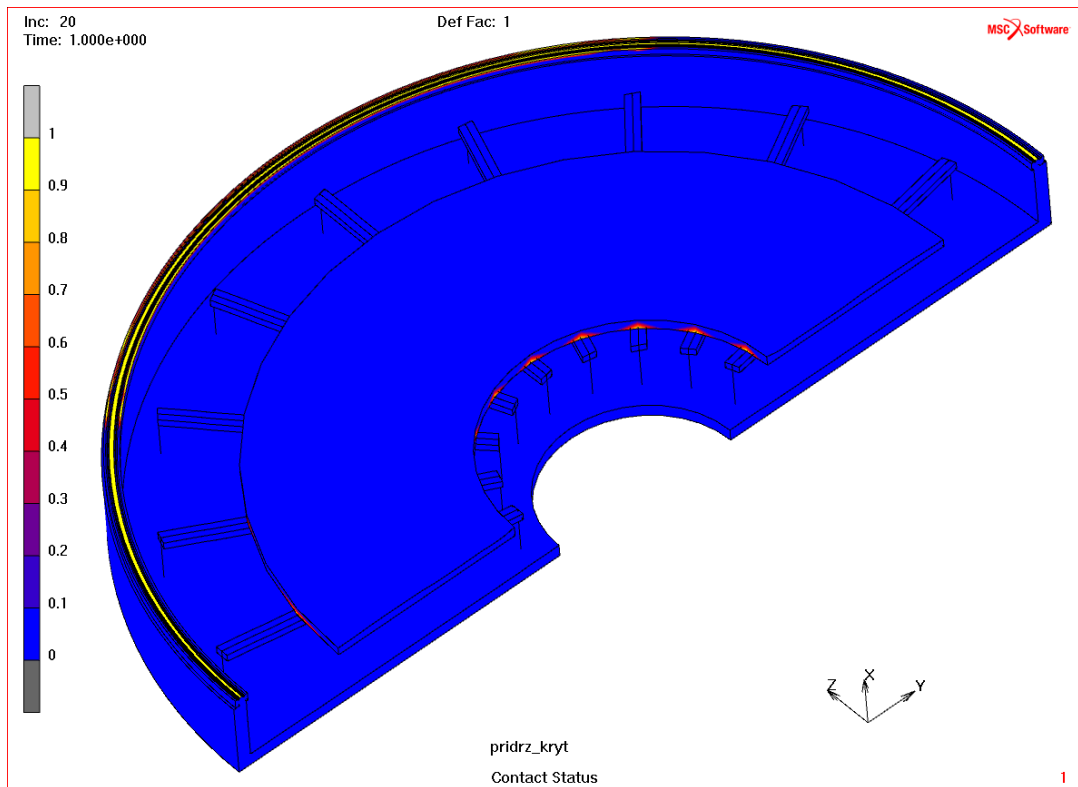


Obr. 129 Definice deformovatelných kontaktních těles (pohled vnitřní)

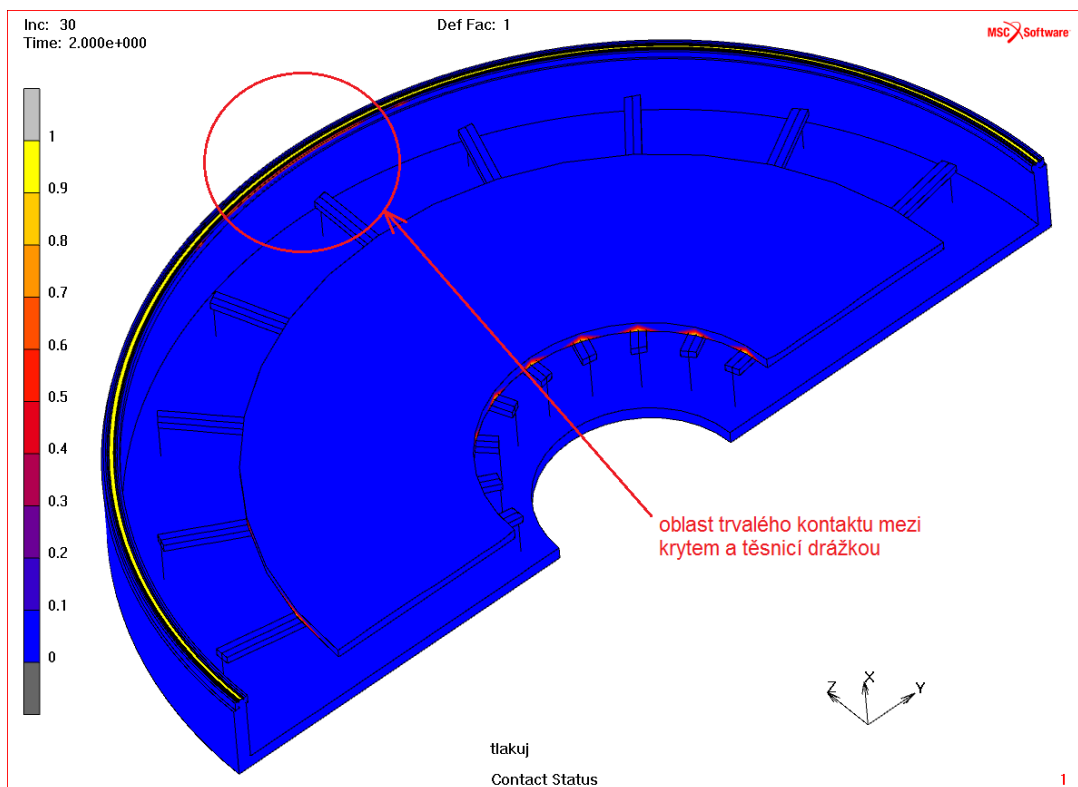


Obr. 130 Definice deformovatelných kontaktních těles – byly řešeny 3 případy dosedací vůle formy, jejíž konkrétní velikost ovlivní pouze rozsah kontaktních ploch v těsnicí drážce

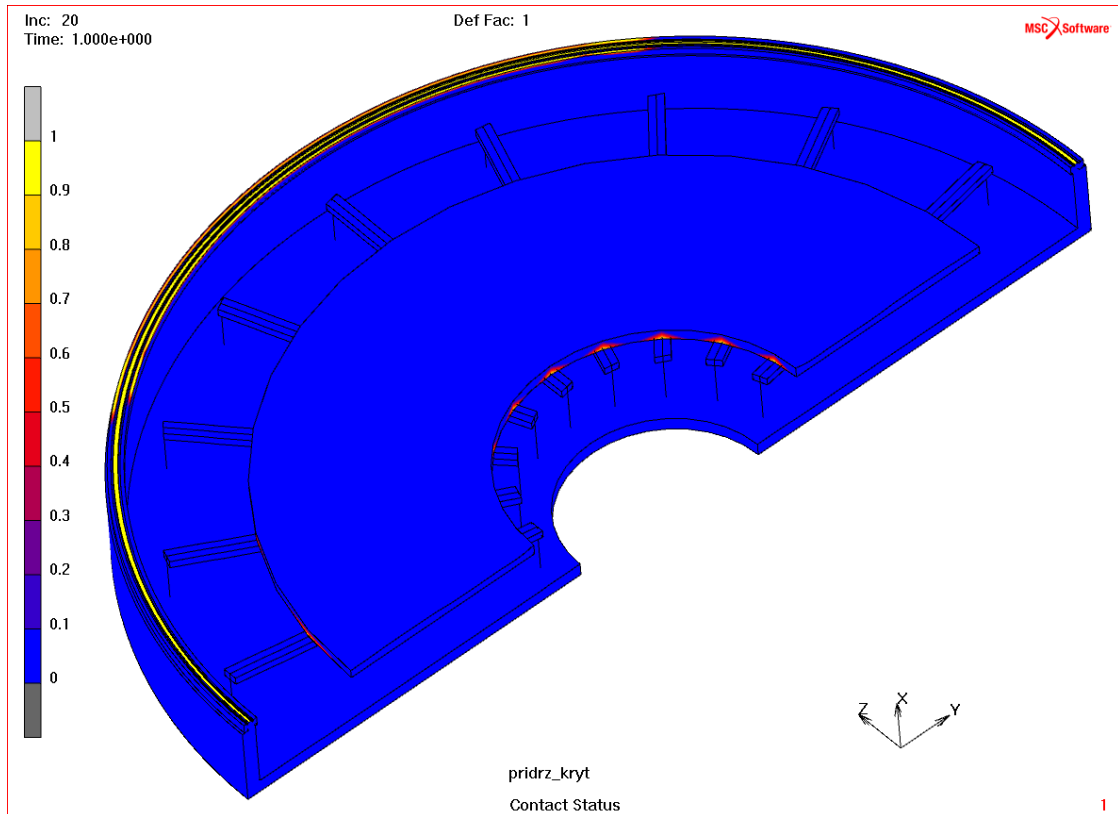
8.4.2 Výsledky analýzy varianty VL_90



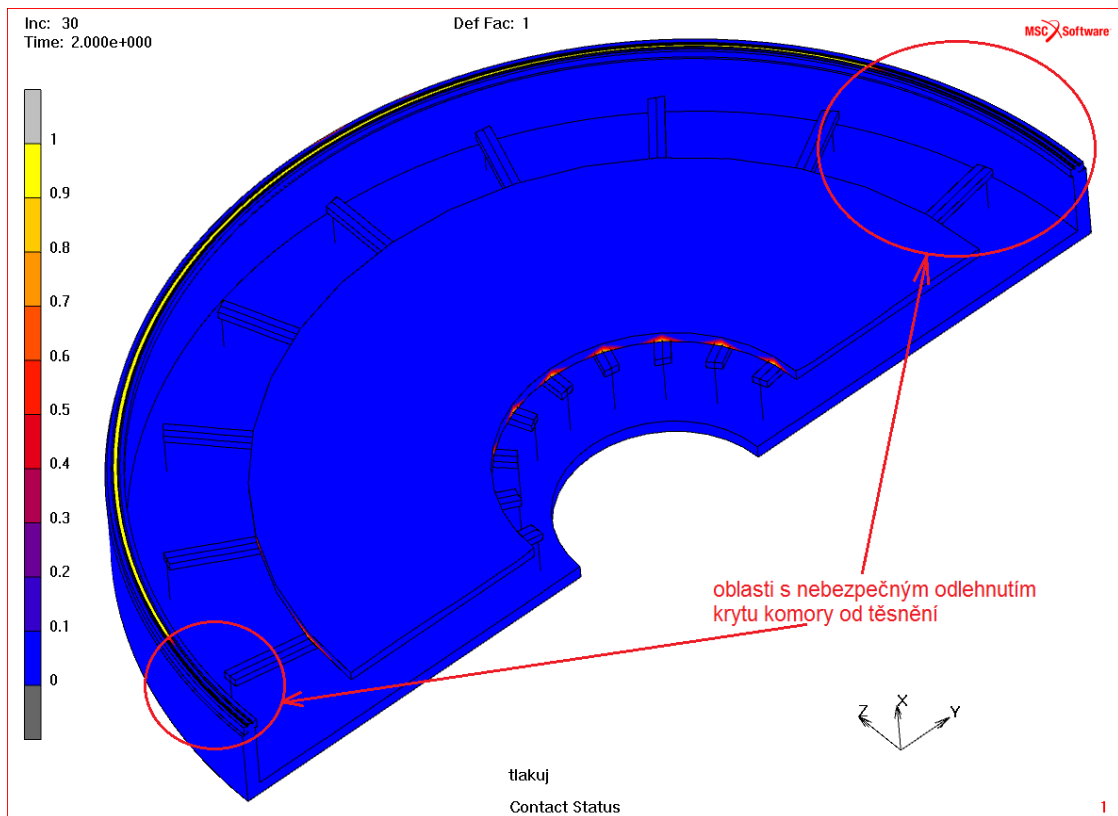
Obr. 131 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.8 mm



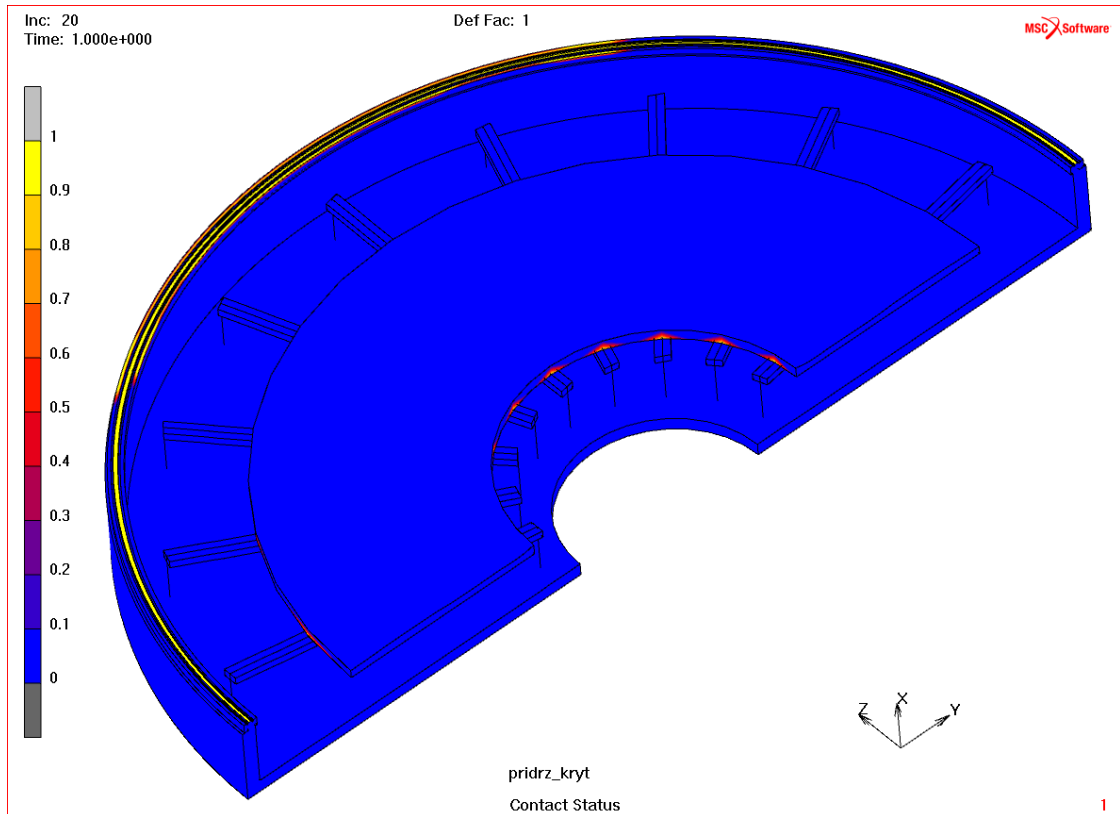
Obr. 132 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.8 mm



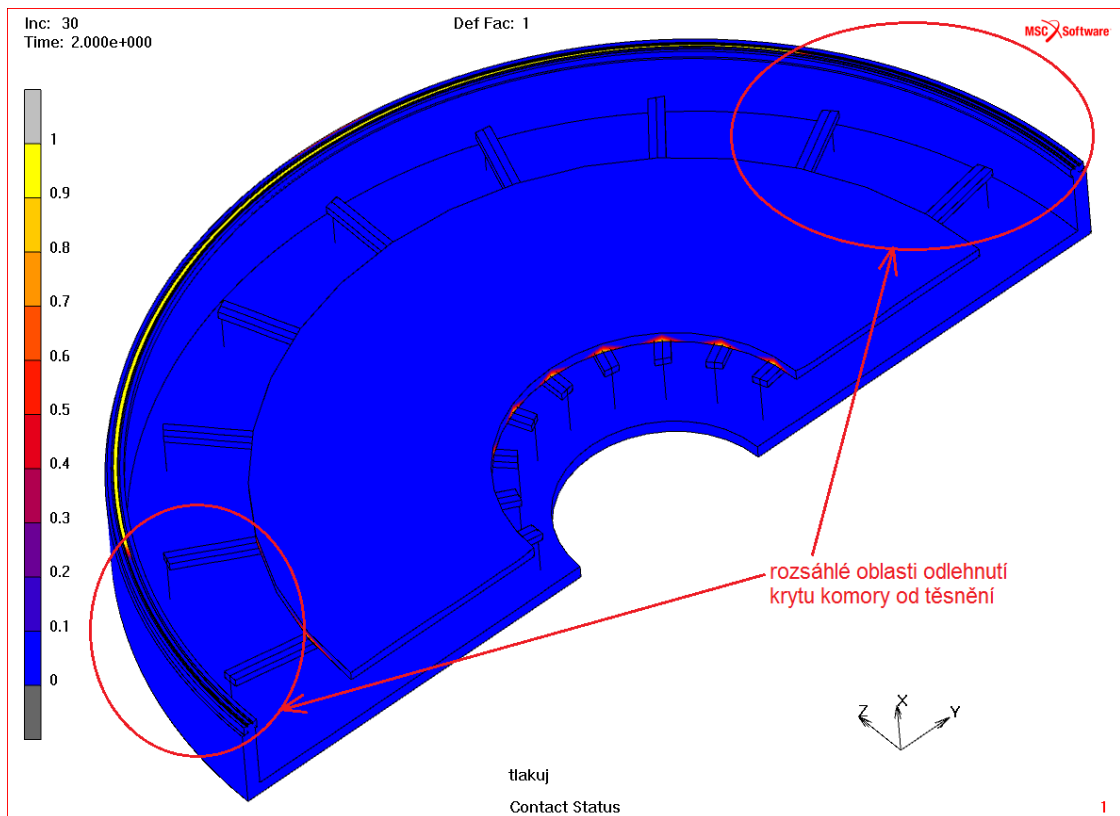
Obr. 133 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.5 mm



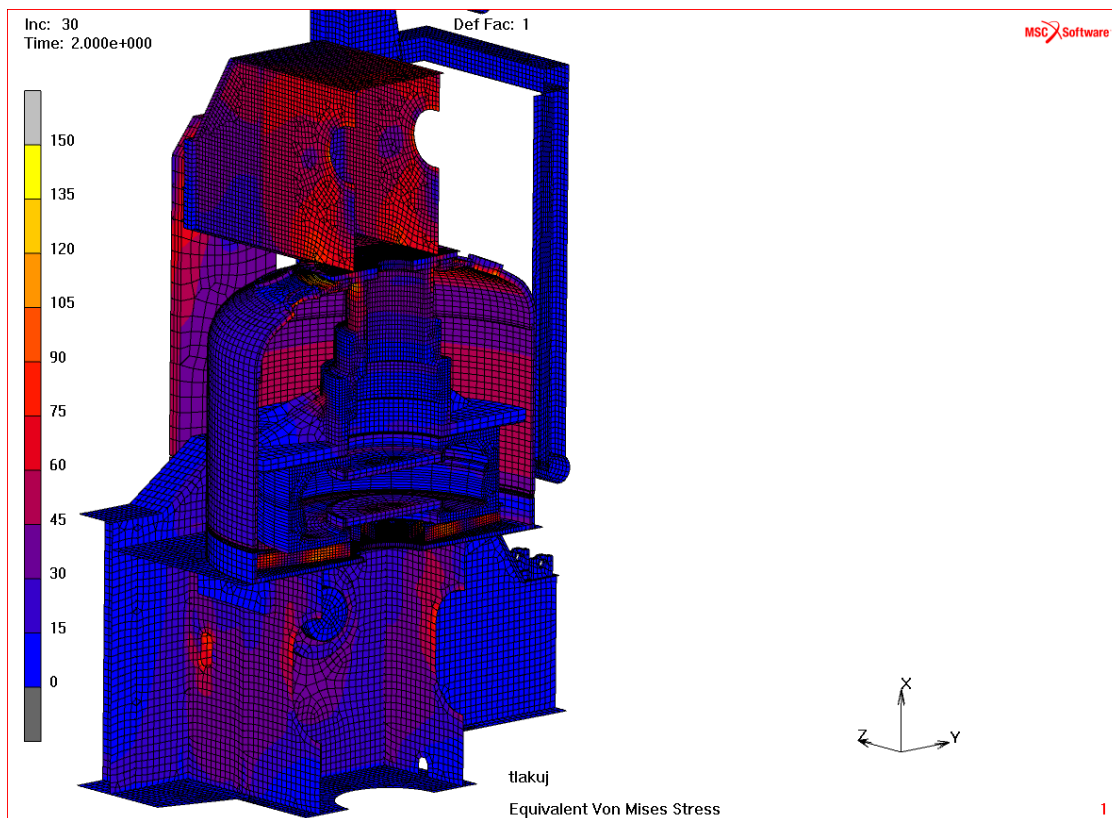
Obr. 134 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.5 mm



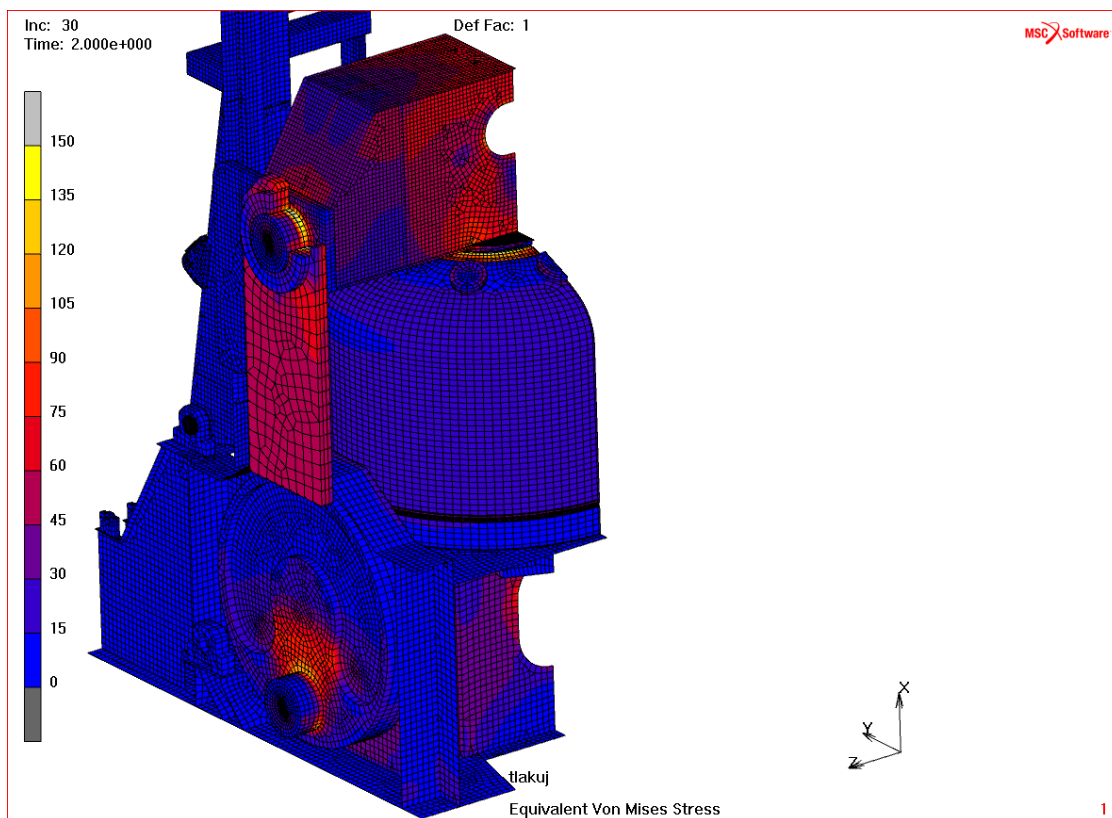
Obr. 135 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 20“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.3 mm



Obr. 136 Kontaktní plocha v místě dosednutí krytu parní komory v čase „Inc: 30“ – dosedací vůle formy nastavena na 0.3 mm



Obr. 137 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – horní příčnick není již u této varianty napěťově kritický



Obr. 138 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ – ani oblast kolem zesílených čepů není napěťově kritická



Obr. 139 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ – (deformace jsou zvětšeny 50x)

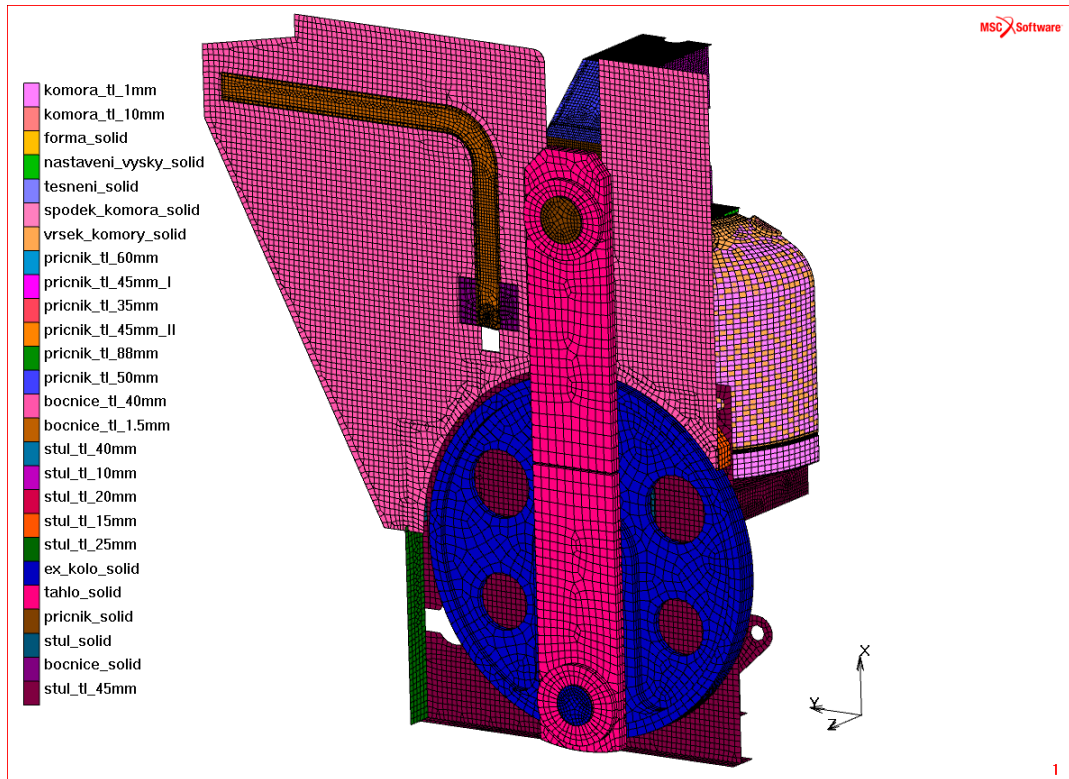
8.4.3 Závěry z analýzy varianty VL_90

Na základě výše uvedených výsledků varianty VL_90 je možné zformulovat následující závěry:

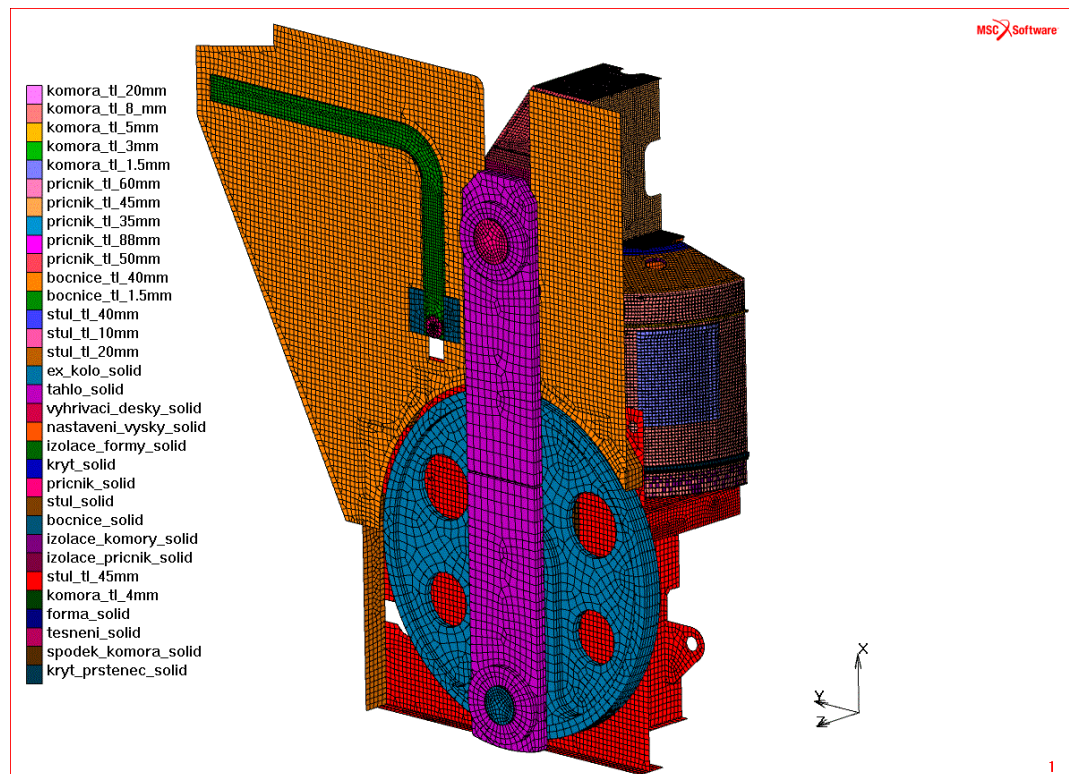
1. Konstrukční řešení této varianty vykazuje ve srovnání s variantou CH_01 zvýšenou tuhost příčnicku a příznivější rozložení napětí v konstrukci. V zásadě zde není žádná napětově kritická oblast.
2. Z hlediska požadavku na těsnost krytu parní komory byl vyhodnocen vliv dosedací vůle formy na nebezpečí odehnutí krytu formy od obvodového těsnění. Z tohoto důvodu se jeví jako vhodné zvýšit průhybovou tuhost stolu pod parní komorou nebo alespoň použít zvýšené těsnění, které by bylo schopné bezpečně vytěsnit přesah těsnění vůči dorazu krytu ze stávajícího 1 mm na 2 mm.

8.5 Varianta VL₉₅ – srovnání použití parní komory a topných desek

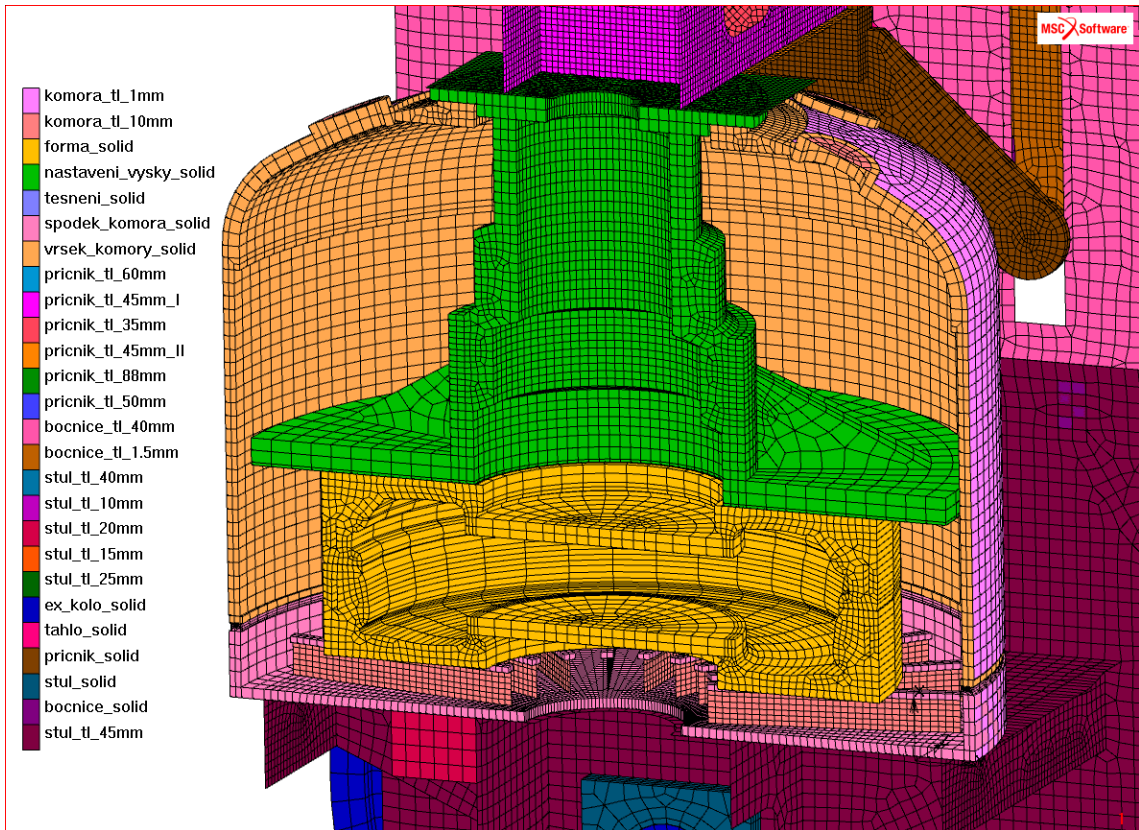
8.5.1 Definice materiálu, okrajových podmínek a kontaktních těles



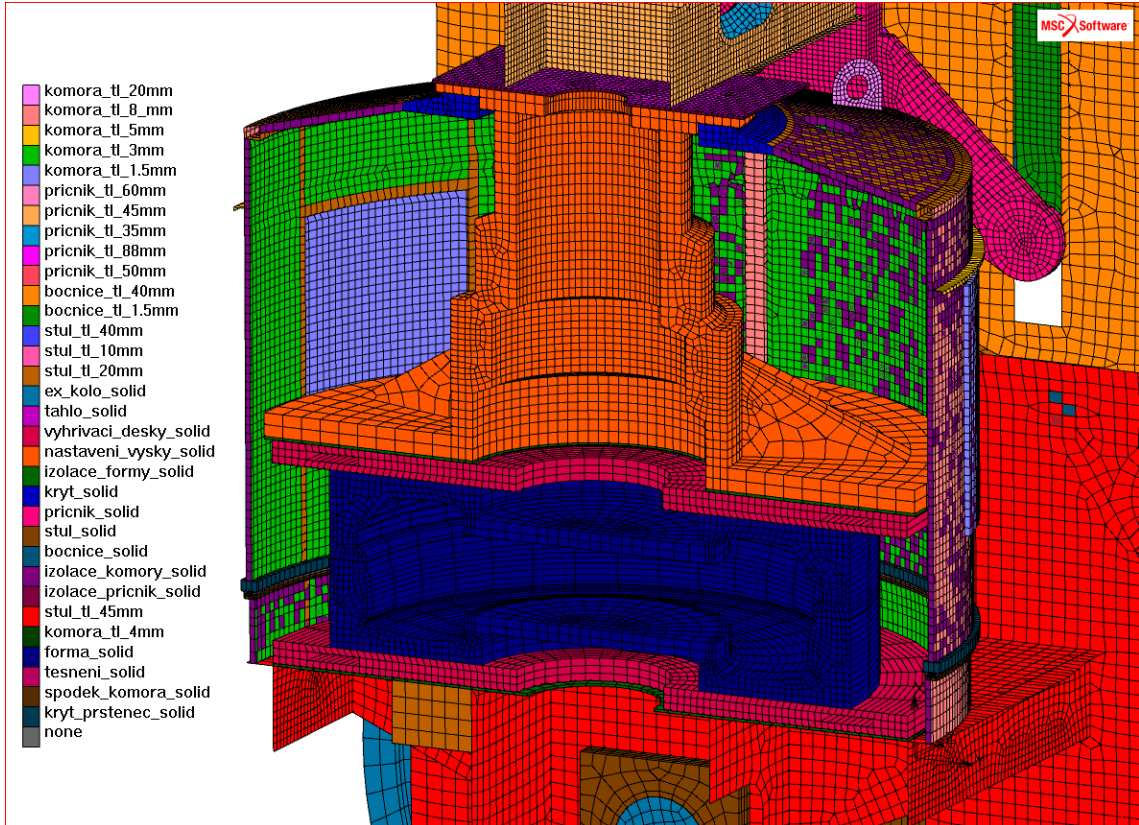
Obr. 140 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější) – provedení lisu VL₉₅ s parní komorou



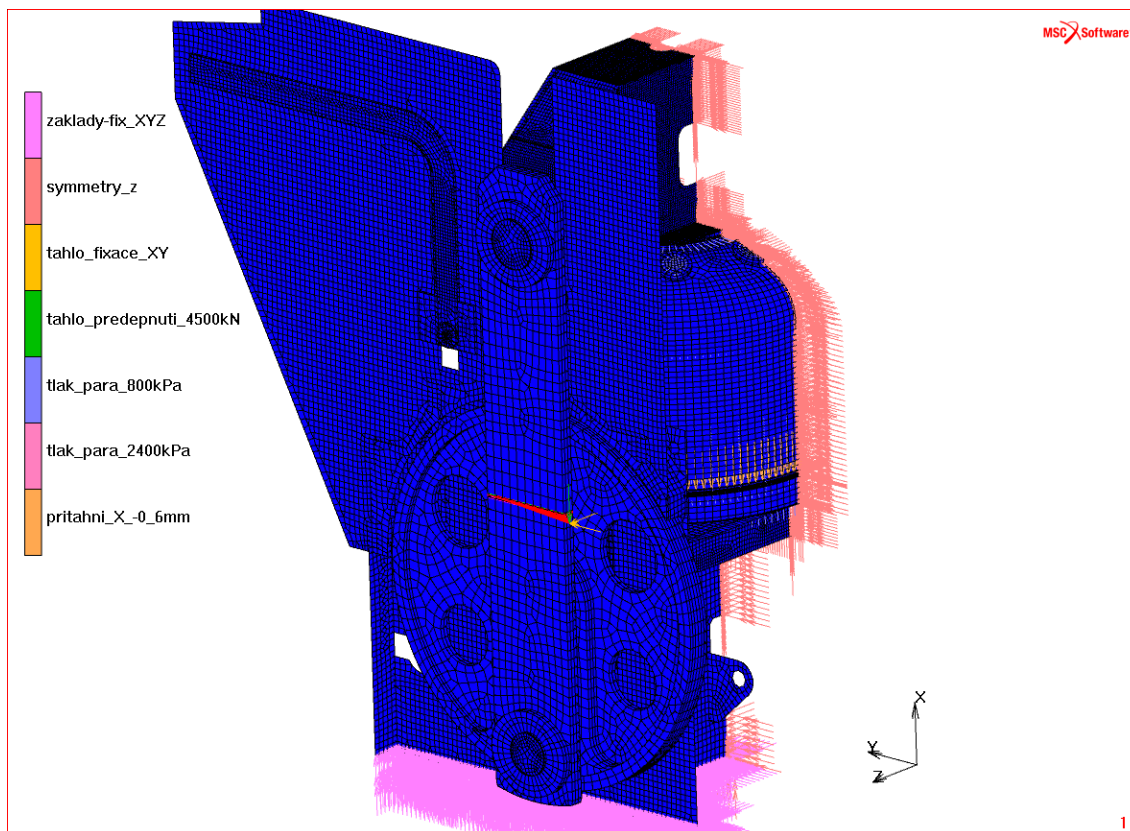
Obr. 141 145 Definice dílů a tloušťek (pohled vnější). – provedení lisu VL₉₅ s topnými deskami



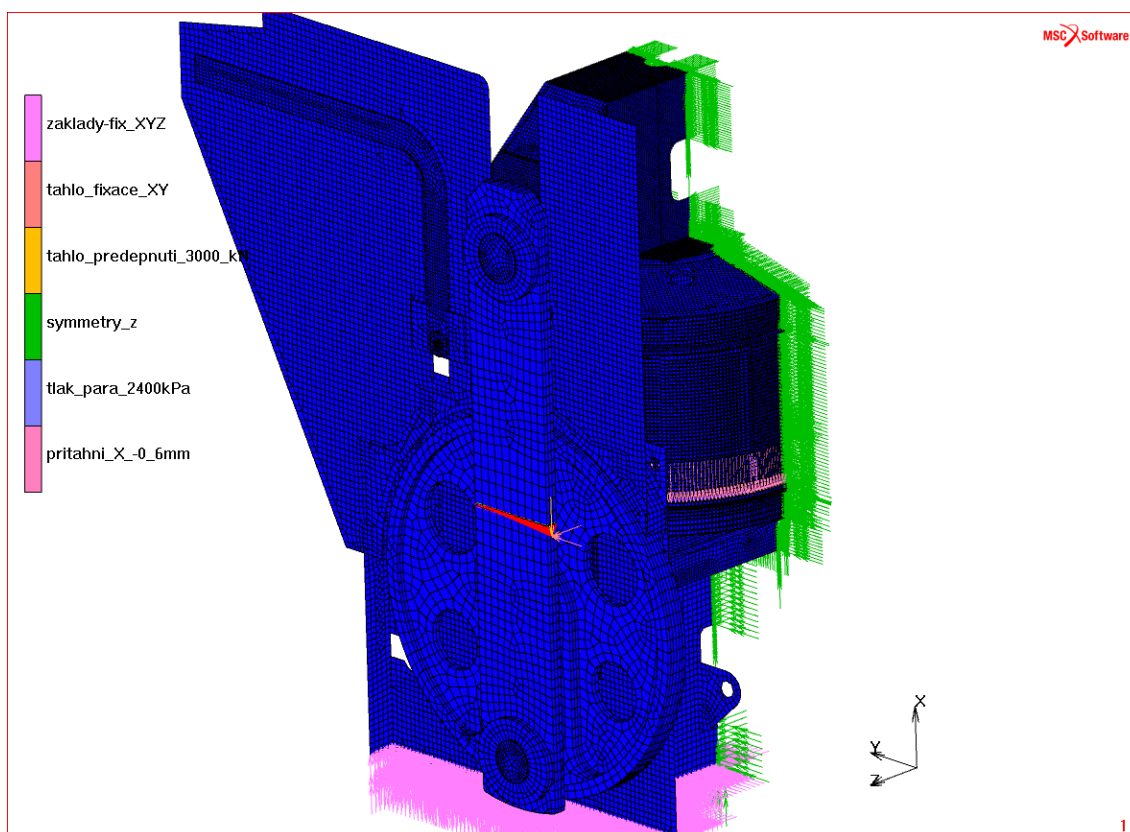
Obr. 142 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – provedení lisu VL_95 s parní komorou



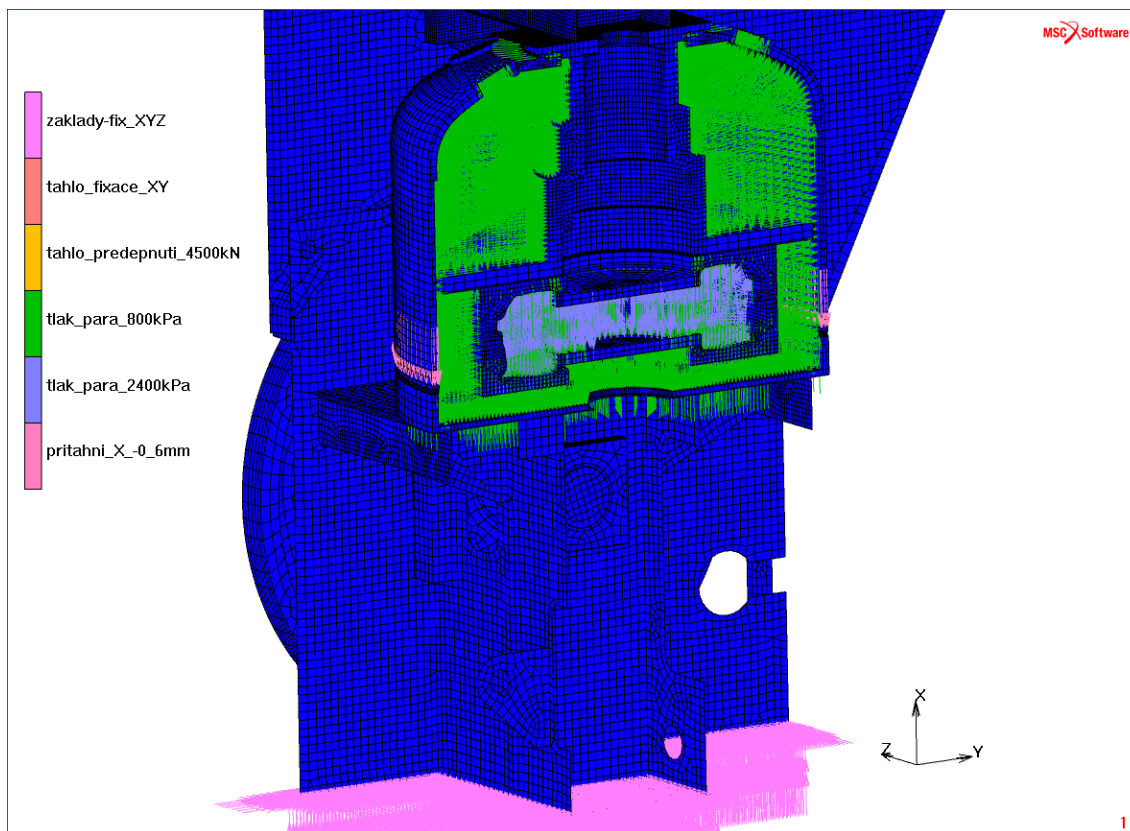
Obr. 143 Definice dílů a tloušťek (pohled vnitřní) – provedení lisu VL_95 s topnými deskami



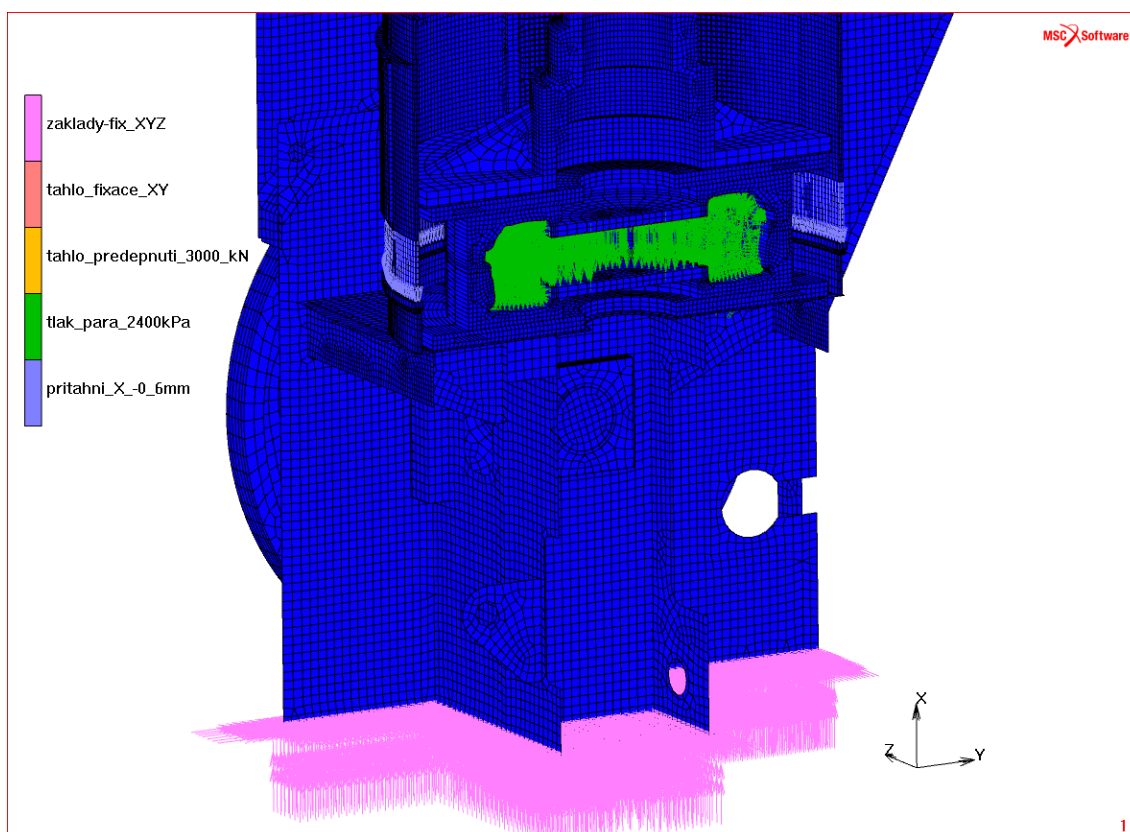
Obr. 144 Definice okrajových podmínek (parní komora) – předepnutí táhla silou 4500 kN



Obr. 145 Definice okrajových podmínek (topné desky) – předepnutí táhla silou 3000 kN

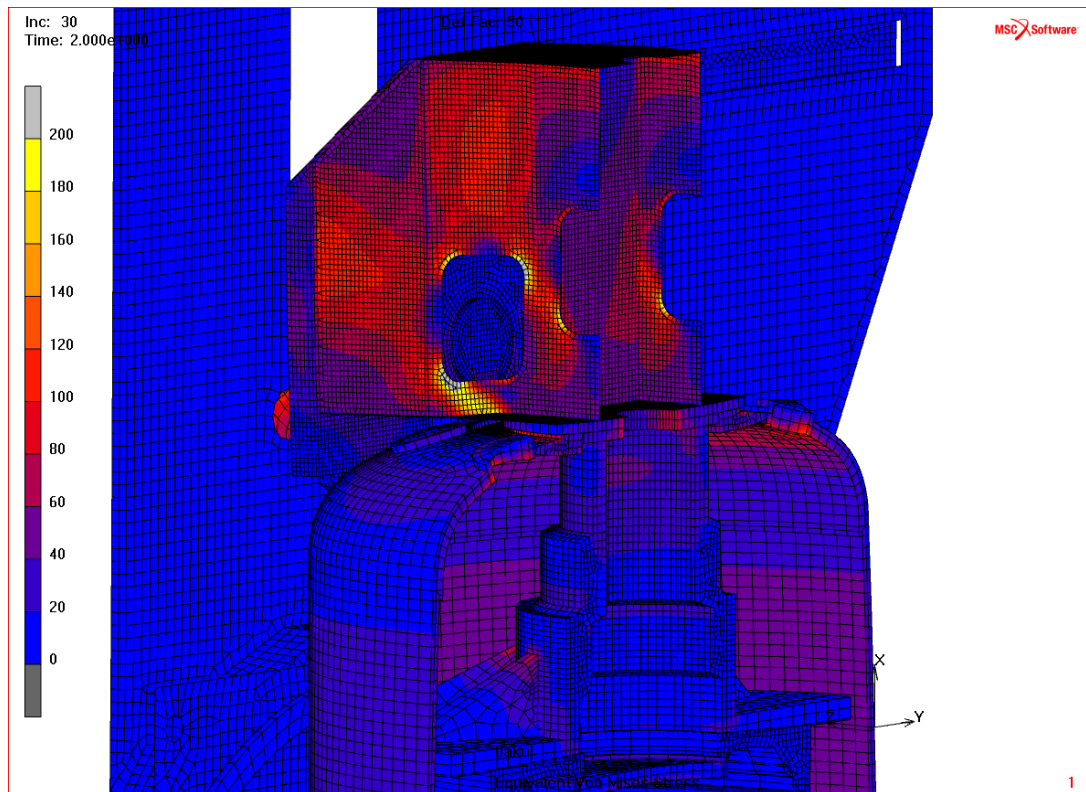


Obr. 146 Definice okrajových podmínek (parní komora) – tlaková pára ve formě i v krytu komory

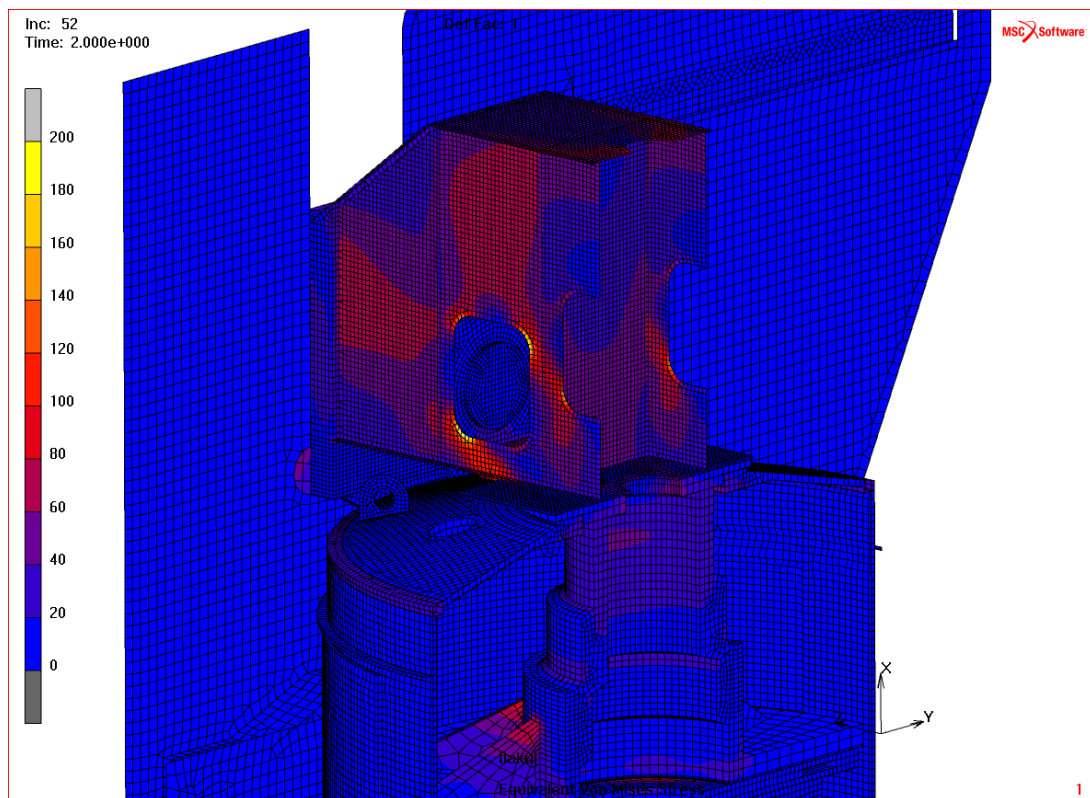


Obr. 147 Definice okrajových podmínek (topné desky) – tlaková pára pouze uvnitř formy

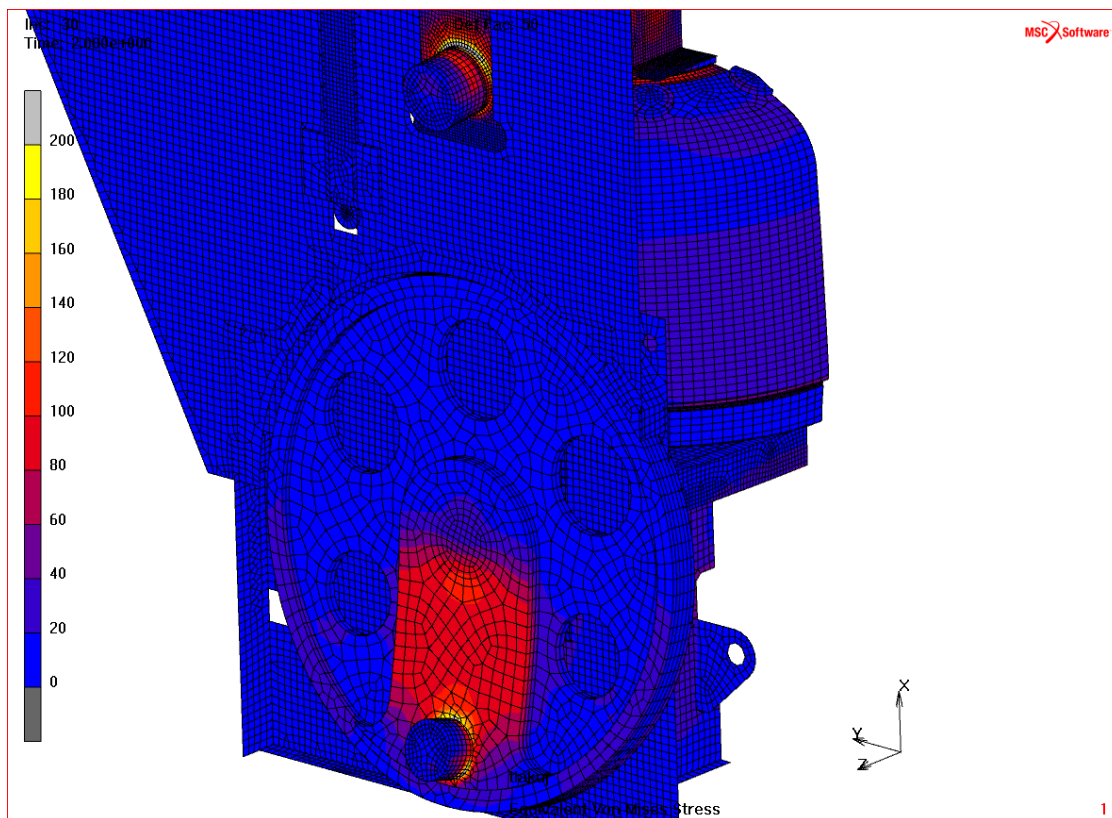
8.5.2 Výsledky analýzy varianty VL_95



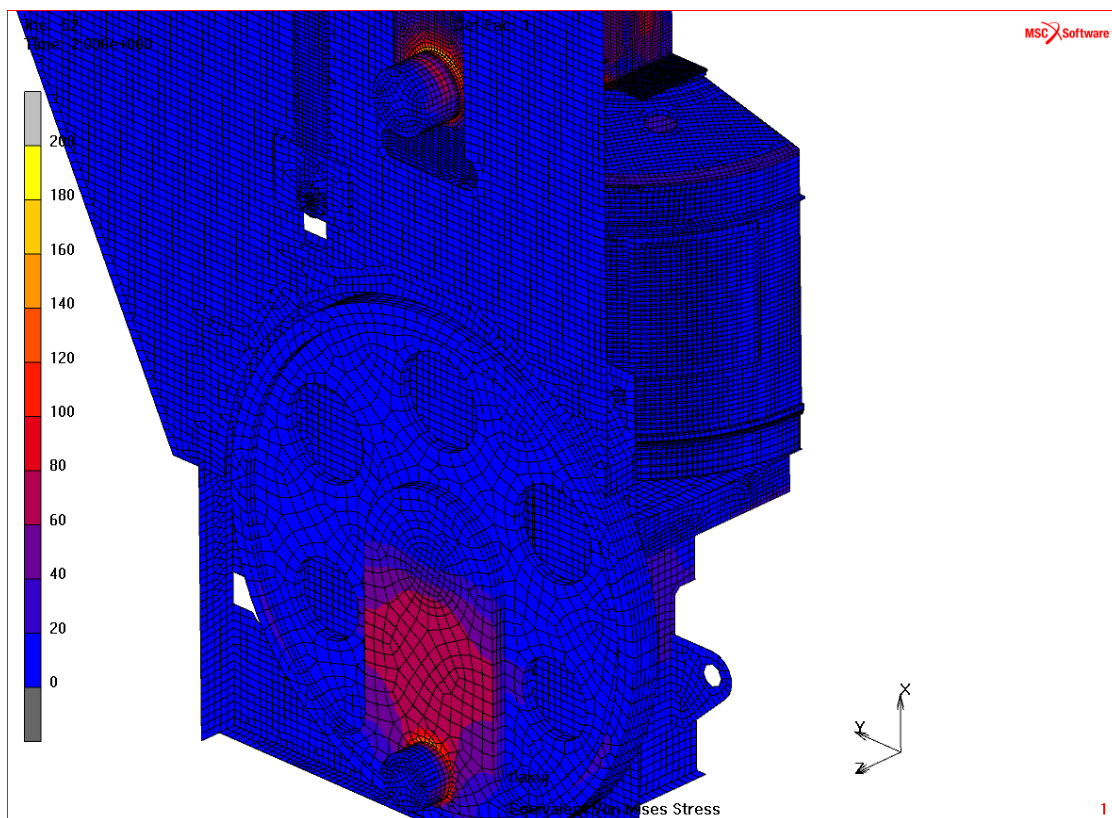
Obr. 148 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (parní komora) – nevhodně umístěné otvory v příčniku způsobují u této varianty vznik napěťově kritické oblasti



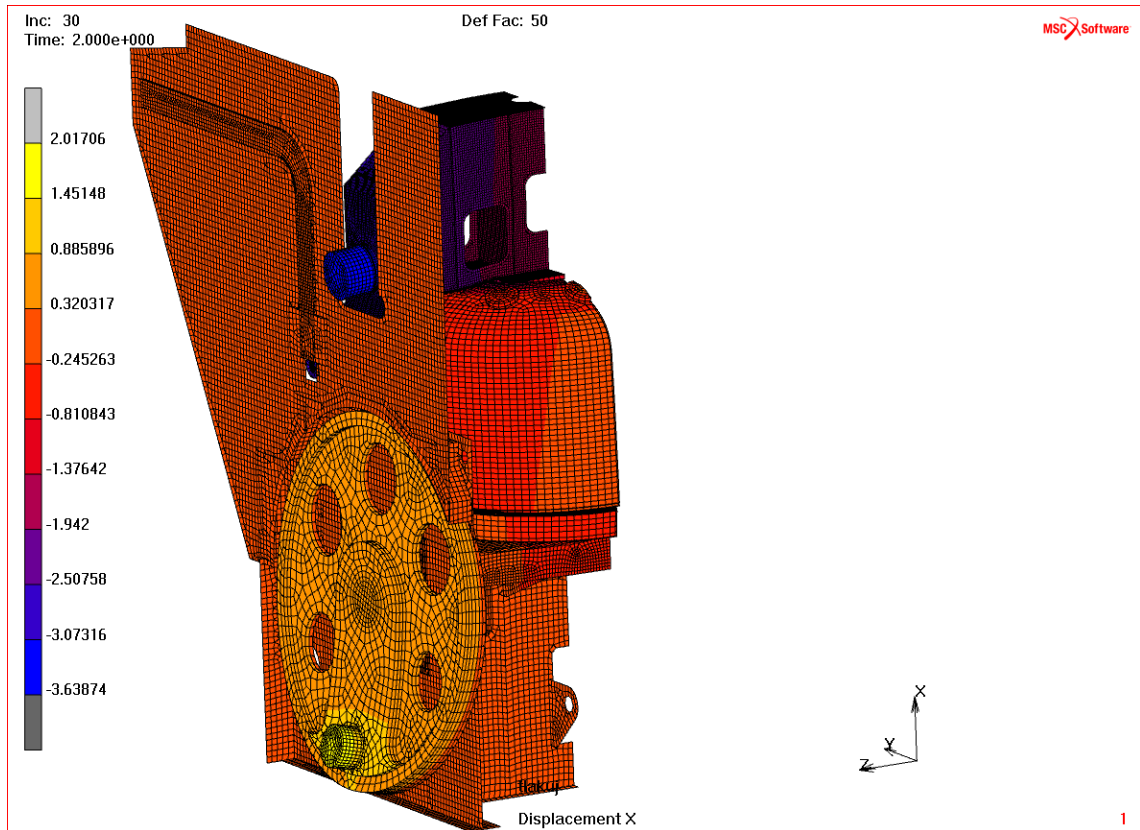
Obr. 149 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (topné desky) – díky nižšímu namáhání táhla a příčniku je napětí v kritické oblasti příčniku výrazně sníženo



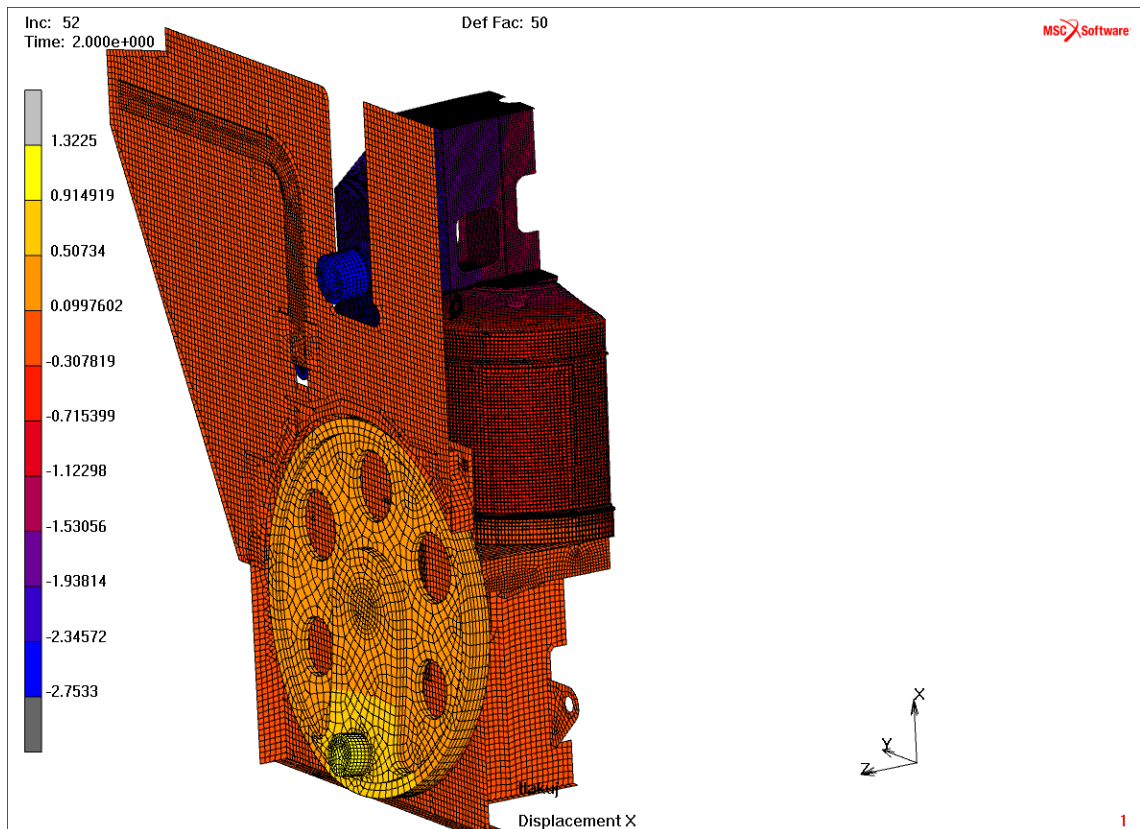
Obr. 150 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (parní komora) – okolí spojení čepů s příslušnými díly představují napětově kritické oblasti



Obr. 151 Redukované napětí dle teorie HMM [MPa] v čase „Inc: 30“ (topné desky) – díky menšímu předepnutí táhla je napětí v kritických oblastech kolem čepů příčnicku výrazně sníženo



Obr. 152 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ (parní komora) – vzájemné přiblížení čepů o 5,7 mm odpovídá požadované předepínací síle v táhlu 4500 kN

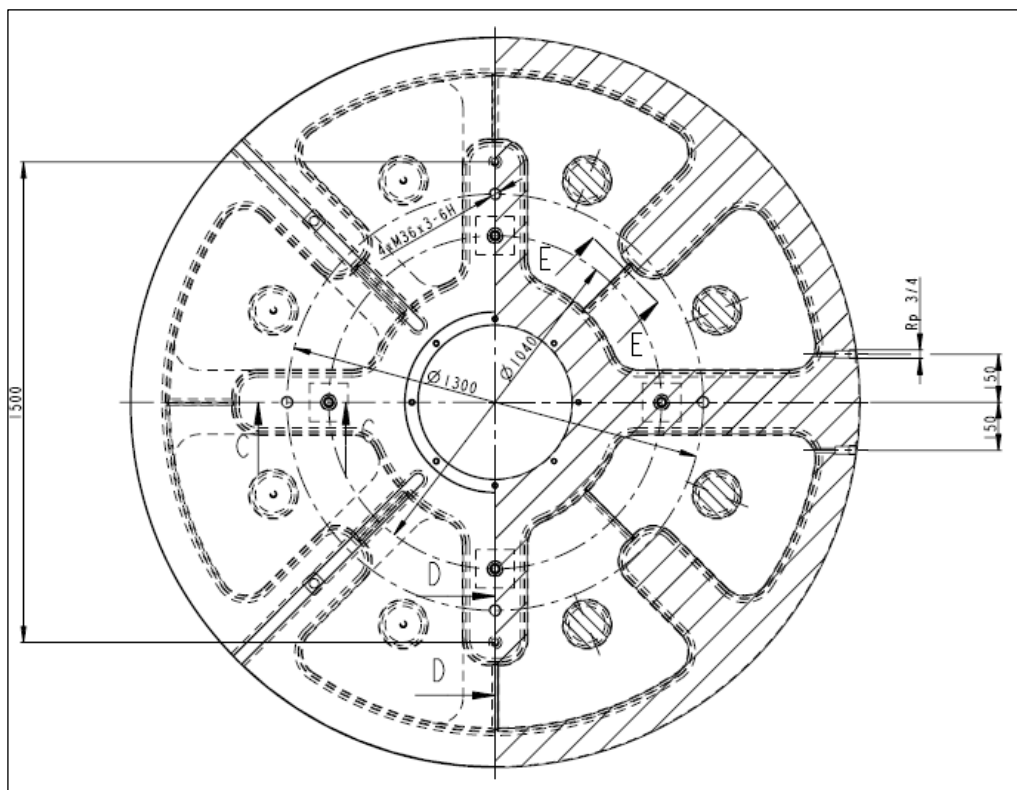


Obr. 153 Posuvy [mm] ve směru X v čase „Inc: 30“ (topné desky) - vzájemné přiblížení čepů o 4.1 mm odpovídá požadované předepínací síle v táhlu 3000 kN

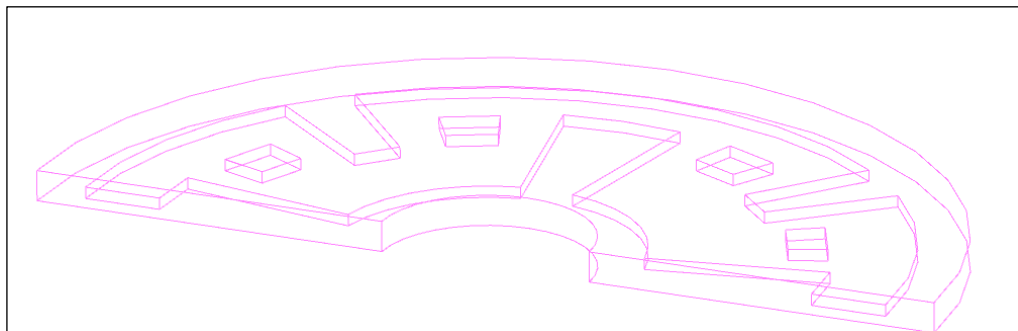
8.5.3 Závěry z analýzy varianty VL_95

Na základě výše uvedených výsledků varianty VL_95 je možné zformulovat následující závěry:

1. Z hlediska nároků na předepnutí táhla a z toho plynoucího namáhání konstrukce lisu je jednoznačně výhodnější použití vulkanizační formy s topnými deskami
2. V případě výhradního použití formy s topnými deskami je možné konstrukci daného lisu výrazně odlehčit a pravděpodobně i zmenšit průměr excentrického kola.
3. Vnitřní členění dutiny v topných deskách musí obsahovat paprskovitě orientovaná masivní žebra, aby nedocházelo k nežádoucím průhybům jak topných desek, tak svařence stolu pod formou.



Obr. 154 Ukázka výkresu topné desky



Obr. 155 Ukázka zjednodušené reprezentace poloviny topné desky ve výpočtovém 3D modelu

9 VULKANIZAČNÍ LIS S PŘEDEPÍNATELNÝMI BOČNICEMI (19)

9.1 Oblast techniky

Technické řešení se týká způsobu vyvození a udržení uzavírací síly v komoře vulkanizačních lisů na výrobu pneumatik. V rámci hledání možných energetických úspor byla podrobena analýze i současná koncepce mechanicky uzavíratelných lisů s cílem snížit energetickou náročnost při provozu vulkanizačního lisu.

9.2 Dosavadní stav techniky

V současné době jsou známy mnohé způsoby vyvození a udržení uzavírací síly u vulkanizačních lisů v průběhu vulkanizačního cyklu. Nejrozšířenější způsob vyvození a udržení uzavírací síly je založen na principu mechanického klikového mechanismu, kdy jsou v pevném spodním rámu lisu uložena pohonná kola s excentricky umístěnými čepy. Tyto čepy se při otáčení pohonných kol ovládají pomocí táhel otevírání a uzavírání horní vulkanizační komory. Při uzavírání komory dosedne horní vulkanizační komora na spodní vulkanizační komoru ještě před dosažením spodní úvratě čepů. Pokračováním pohybu čepů do spodní úvratě pak dochází k elastické deformaci táhel, čímž nastane vyvození požadované uzavírací síly. Udržení uzavírací síly je zaručeno elastickou deformací táhel ve spodní úvratě excentricky umístěných čepů. Nevýhodou tohoto řešení jsou mohutná excentrická kola včetně jejich pohonu.

Dalším rozšířeným způsobem vyvození a udržení uzavírací síly je použití přímočarých hydromotorů, které k sobě přitlačují horní a spodní díl vulkanizační komory a tím se vytváří potřebná velikost uzavírací síly. Udržování uzavírací síly je zajištěno permanentním působením tlakového média na písty uvnitř hydromotorů. Nevýhodou takto popsaného řešení jsou problémy spojené s udržením požadované uzavírací síly, které hlavně souvisí s těsností hydromotorů a průsakem tlakové kapaliny.

9.3 Podstata navrženého technického řešení

Cílem navrženého technického řešení uzavírání vulkanizačního lisu je využití předností obou výše uvedených koncepcí (tzn. mechanického klikového mechanismu při snížení celkové hmotnosti lisu). Na pevném spodním rámu lisu, jenž je vůči klikové verzi hmotnostně snížen cca o min 10% z důvodu absence uložení excentrických čepů, je umístěna dolní část vulkanizační komory. Na pevném spodním rámu lisu jsou taktéž připevněny dvě předepínatelné bočnice přesně definovaného tvaru. Tyto předepínatelné bočnice jsou v horní části opatřeny otvory pro pojistné čepy na příčnicku. V rozšiřující se spodní části předepínatelných bočnic jsou na konzolách upevněny přímočaré hydromotory. Dvojice těchto hydromotorů umožňuje silovým působením elastickou deformaci předepínatelných bočnic.

Horní část vulkanizačního lisu je tvořena portálovým rámem, který se pohybuje ve vodorovném kolejnicovém vedení. Na tomto portálovém rámu je zavěšen příčnick s horní vulkanizační komorou, který

je veden ve svislém směru vedením ukotveném v portálovém rámu. Svislý pohyb příčnicku je ovládán synchronizovanou dvojicí pohybových šroubů.

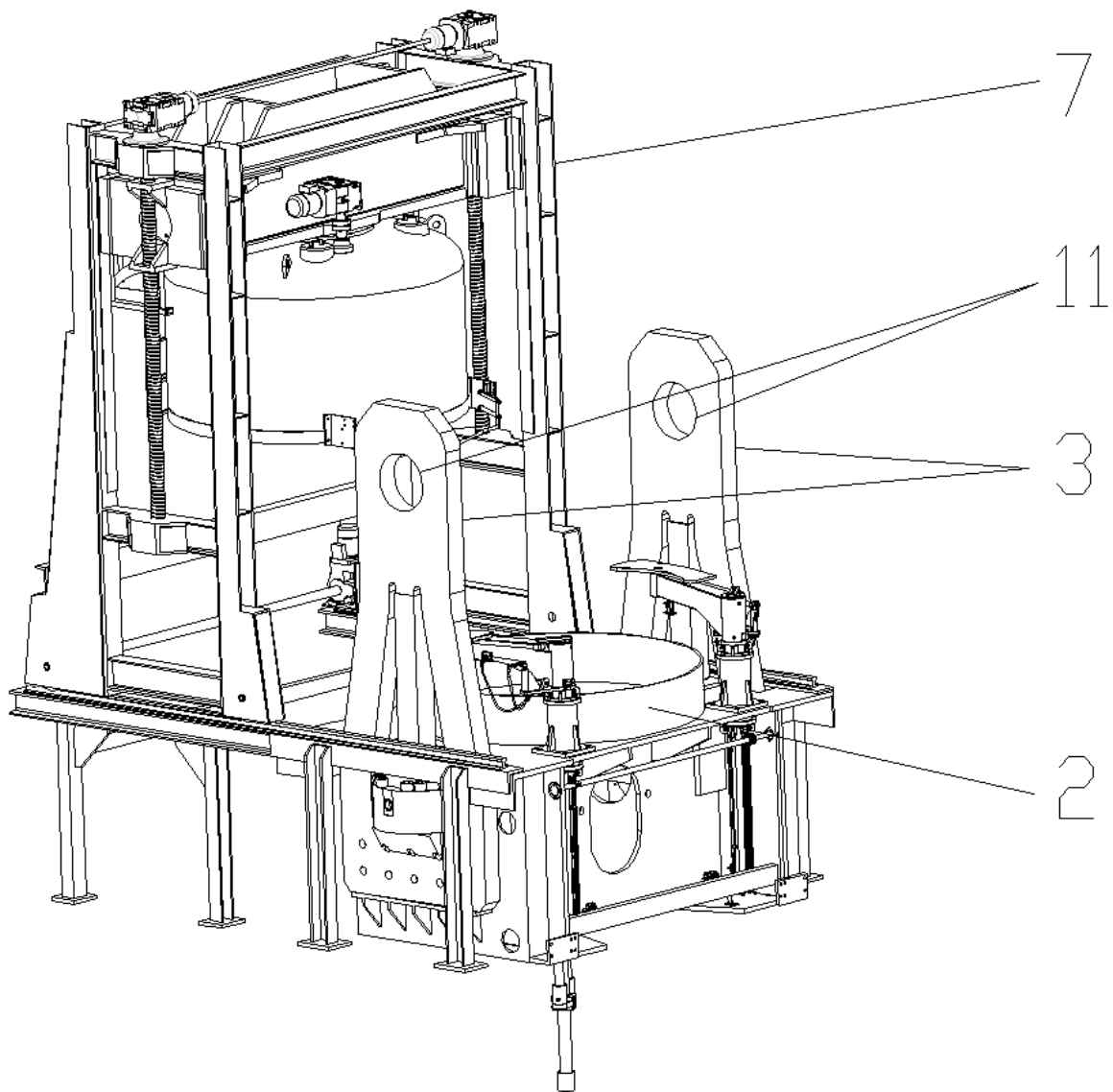
Při uzavírání se horní vulkanizační komora posune pomocí pohybových šroubů do spodní polohy a vlivem gravitační síly dosedne na spodní vulkanizační komoru. Poté dvojice hydromotorů elasticky prodlouží předepínatelné bočnice lisu tak, aby toto celkové prodloužení umožnilo zasunutí pojistných čepů na příčnicku do otvorů v předepínatelných bočnicích. Hydromotory jsou uvolněny a vlivem elastického odlehčení deformace bočnic dochází k vyvození uzavírací síly mezi horní a dolní vulkanizační komorou. Velikost předepnutí je definována elastickými deformacemi předepínatelných bočnic, čímž je zaručeno vyvození uzavírací síly a také udržení konstantní velikosti uzavírací síly v průběhu celého vulkanizačního cyklu lisu.

Po ukončení vulkanizačního cyklu jsou předepínatelné bočnice pomocí přímočarých hydromotorů opět elasticky prodlouženy, čímž dojde k uvolnění a vysunutí pojistných čepů z bočnic a odlehnutí spodní a horní vulkanizační komory. Pohybem příčnicku s horní vulkanizační komorou vertikálně vzhůru a posunem pojízdného portálu po kolejnicovém vedení mimo prostor pevného spodního rámu lisu je pak umožněn bezproblémový přístup a manipulace s vyjímanou hotovou pneumatikou, resp. se zakládaným polotovarem.

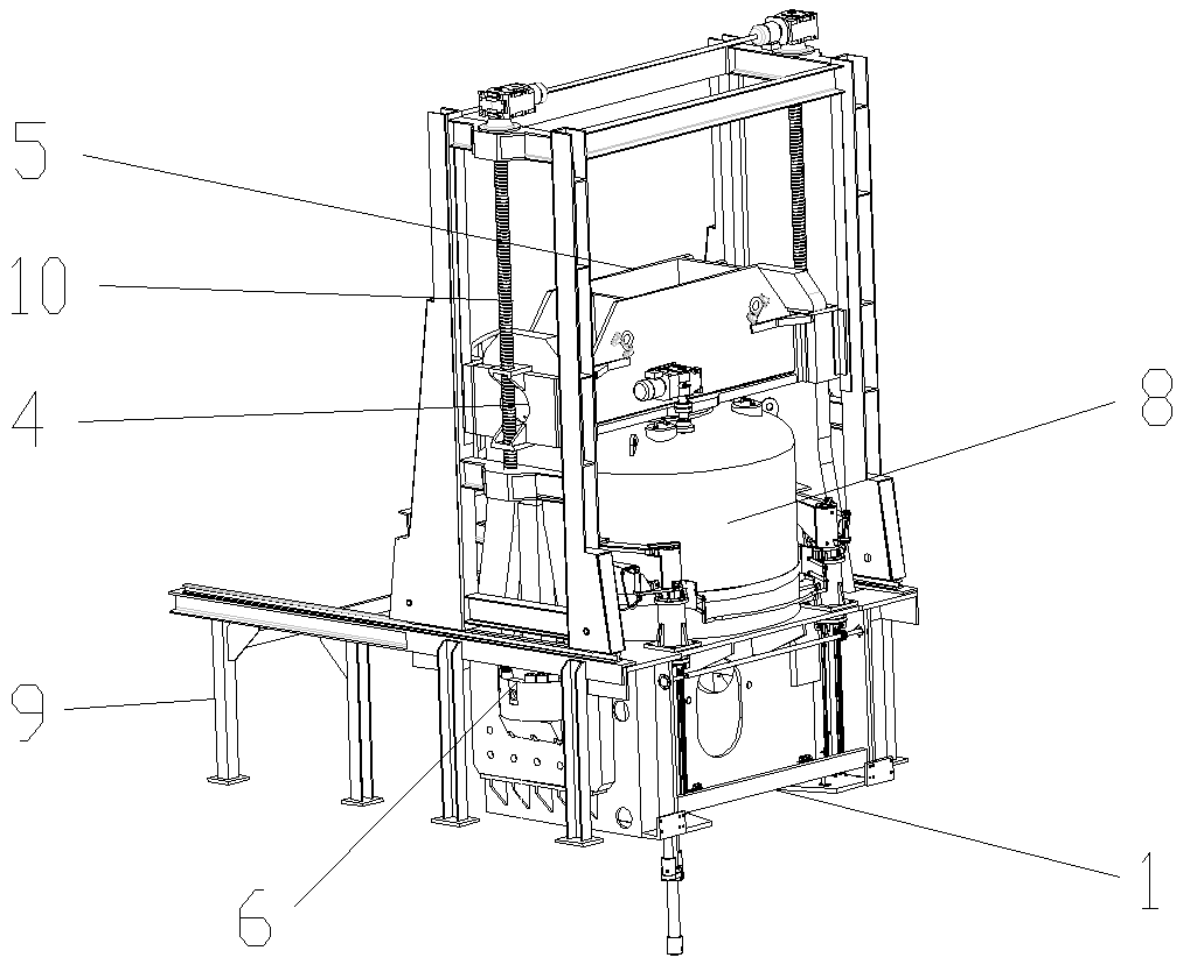
9.4 Provedení technického řešení

Na Obr. 156 je znázorněn vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi v zavřeném stavu a na Obr. 157 v otevřeném stavu. Ten se sestává z pevného spodního rámu lisu poz. 1, na kterém je umístěna dolní část vulkanizační komory poz. 2. Na pevném spodním rámu lisu poz. 1 je také na každé straně připevněna předepínatelná bočnice poz. 3 přesně definovaného tvaru. Tyto předepínatelné bočnice poz. 3 jsou v horní části opatřeny otvory pro pojistné čepy poz. 4 na příčnicku poz. 5. V rozšiřující se spodní části obou předepínatelných bočnic poz. 3 je na konzole upevněn přímočarý hydromotor poz. 6. Dvojice těchto hydromotorů poz. 6 umožňuje silovým působením dočasně elasticky zdeformovat předepínatelné bočnice poz. 3. V horní části lisu je na portálovém rámu poz. 7 zavěšen příčnick poz. 5 s horní vulkanizační komorou poz. 8. Svislý pohyb příčnicku poz. 5 je ovládán synchronizovanou dvojicí pohybových šroubů poz. 10. Při uzavírání se horní vulkanizační komora poz. 8 posune pomocí pohybových šroubů poz. 10 do spodní polohy, až dosedne na dolní vulkanizační komoru poz. 2. Poté dvojice hydromotorů poz. 6 elasticky prodlouží předepínatelné bočnice poz. 3 lisu tak, aby toto celkové prodloužení umožnilo zasunutí pojistných čepů poz. 4 na příčnicku poz. 5 do otvorů poz. 11 v předepínatelných bočnicích poz. 3. Pak jsou hydromotory poz. 6 uvolněny a vlivem elastického odlehčení deformace předepínatelných bočnic poz. 3 a dochází k vyvození uzavírací síly mezi horní a dolní vulkanizační komorou poz. 8 a poz. 2. Při otevírání lisu jsou předepínatelné bočnice poz. 3 pomocí přímočarých hydromotorů poz. 6 opět elasticky prodlouženy, čímž dojde k uvolnění a vysunutí pojistných čepů poz. 4 a odlehnutí dolní a horní části vulkanizační komory poz. 2 a poz. 8. Pak je možný pohyb příčnicku poz. 5 s horní vulkanizační komorou poz. 8 verti-

kálně nahoru a posun pojezdového portálového rámu poz. 7 po kolejnicovém vedení poz. 9 mimo prostor pevného spodního rámu lisu poz. 1.



Obr. 156 Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi v otevřeném stavu



Obr. 157 Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi v zavřeném stavu

9.5 Výstup z technického řešení

Výše popsané technické řešení vulkanizačního lisu s předepínatelnými bočnicemi vyústilo 9.11.2011 v podání přihlášky užitného vzoru (19), což bylo 20.2.2012 úspěšně zakončeno vydáním osvědčení o zápisu užitného vzoru s číslem zápisu 23422 s těmito nároky na ochranu:

1. Vulkanizační lis zahrnující spodní rám lisu poz. 1 s dolní vulkanizační komorou poz. 2, kde v horní části lisu je na portálovém rámu poz. 7 umístěn příčník poz. 5 s horní vulkanizační komorou poz. 8, vyznačující se tím, že na obou bočních stranách spodního rámu lisu poz. 1 jsou připevněny předepínatelné bočnice poz. 3, které jsou v horní části opatřeny otvory poz. 11 pro pojistné čepy poz. 4 příčníku poz. 5.
2. Vulkanizační lis, vyznačující se tím, že každá předepínatelná bočnice poz. 3 je předepínána jedním hydromotorem poz. 6.

10 ZÁVĚR

K hlavním přínosům práce patří vytvoření a verifikace metody pro simulace a analýzy rozložení teplotních polí na konstrukcích tvářecích strojích, jenž umožňuje rychlé a jednodušší výpočty bez nutnosti relativně složitých a časově náročných exaktních zjišťování podobnostních čísel, to vše s dostatečným souladem s výsledky experimentálních měření. Konkrétní praktické nasazení a použití této metody je demonstrováno zejména v kapitolách 4 a 5.

V kapitole 2 jsou shrnuty základní vztahy a souvislosti důležité pro pochopení a ujasnění nutných energetických transformací v gumárenské výrobě. Z tohoto pohledu je největší spotřeba tepelné energie nutná při vlastní vulkanizaci pneumatiky.

V navazující kapitole 3 je shrnuta problematika řešení úloh přenosu tepla, definování a požití podobnostních čísel při řešení spojitých úloh proudění tekutin a přenosu tepla. Jsou zde uvedeny také experimentální možnosti pro stanovení teplotních profilů. Pro potřeby numerických analýz přestupu tepla a jejich vyhodnocení je zde uvedena metoda pro zavedení zjednodušujícího přístupu přenosu tepelné energie. Na základě tohoto přístupu bylo možné kvantifikovaně odhadnout dopad navržených konstrukčních úprav a změn, směřujících ke snížení tepelných ztrát při provozu lisu.

Kapitola 4 obsahuje zejména definici a postup metody experimentálního zjišťování rozložení teplotních polí vulkanizačních komor lisů při provozu. Na základě těchto experimentálních měření byly mimo jiné na vnějších stěnách obalů vulkanizačních komor identifikovány oblasti s velkým přestupem tepla do okolí. Tyto teplotní mosty mezi vnitřním zdrojem tepla a vnějším krytovaním způsobují energetické ztráty. Výsledky těchto měření byly dále použity jako vstupní hodnoty pro stanovení kritériálních rovnic a definování odpovídacích mezních vrstev. V neposlední řadě výsledky měření byly užity k validaci následně provedených numerických analýz při prostupu tepla krytem komory dle navržené metody.

V kapitole 5 jsou souhrnně uvedeny numerické teplotní analýzy krytu formy s přestupem tepla do okolí. Na základě výsledků snímání rozložení teplotních polí byly identifikovány potenciaální oblasti s velkým přestupem tepla, na které jsem se zaměřil při výzkumu možných konstrukčních opatření, které zásadním způsobem omezily ztráty tepla a zvýšily efektivitu provozu lisu. Na základě porovnání stávajícího stavu a navržené varianty byl demonstrován možný způsob snižování energetických ztrát vlivem vedení při relativně snadných konstrukčních změnách. Při těchto analýzách se plně osvědčilo nasazení náhradního modelu mezních vrstev na vnějším obalu komory. Výsledky s takto aplikovaným modelem mezních vrstev jsou v souladu s experimentálně zjištěnými teplotními poli.

K dalším stěžejním přínosům předkládané práce patří výzkum v oblasti energetických toků při technologických operacích, tzn. vývoj metod, jenž umožňují definovat a analyzovat tyto operace a na jejich výsledcích vyvodit a definovat doporučení pro konstrukci. Možné postupy a možnosti analýz těchto operací byly prověřovány na příkladu vulkanizačního lisu – uvedení lisu do provozu (ustálení teplotního

pole uvnitř formy) a ohřev polotovaru. Tento byl aplikován při různých způsobech ohřevu. Tyto postupy jsou demonstrovány v kapitole 6, kde jsou shrnuty komplexní výsledky numerických analýz různých způsobů vyhřívání vulkanizační komory s ohledem na ohřev pneumatiky. Rozložení teplotních polí ve vulkanizovaných pneumatikách v závislosti na čase vulkanizace jsou základními faktory pro dodržení technologického postupu výroby, což má zásadní vliv na kvalitativní vlastnosti vyráběné pneumatiky. Tyto analýzy potvrdily rovnoměrnější rozložení teplotních polí v pneumatice při použití parní komory a jednoznačně poukázaly na vhodnost použití dodatečných zdrojů tepla hlavně v oblastech s kumulací vulkanizovaného materiálu na dezénu pneumatiky.

Dalším významným faktorem energetické náročnosti tvářecích strojů jsou pohybující se hmoty, tzn. změny potenciální energie hmoty. V kapitole 7 je na příkladu lisu hydromechanické koncepce ukázána metodika sběru skutečných proudových hodnot hlavních elektropohonů a následné přiřazení jednotlivých hodnot odebíraného proudu k daným pohybům. Na základě tohoto rozboru lze navrhnout změny koncepce tak, aby bylo možno implementovat elektromotory s nižší spotřebou elektrické energie.

Pro posouzení možností materiálových úspor je důležité provést srovnávací analýzy různých koncepcí daných strojů. S ohledem na geometrickou složitost strojů a jejich numerických výpočtů jako celku je nutné provedení značných zjednodušení. Na uvedeném příkladu porovnání různých koncepcí vulkanizačních lisů byly zkoumány metody zjednodušování, tak aby bylo možno jednotlivé koncepce objektivně porovnávat. Porovnávana byla hlediska pevnostní, tuhostní a s nimi související materiálové náročnosti. Výsledky těchto simulací ukázaly materiálovou náročnost a využití jednotlivých uzlů a skupin z hlediska pevnosti a tuhosti v jednotlivých koncepcích pro zabezpečení funkcí stroje.

Ze závěrů kapitoly 8 vyplývá, že výrazně vyšší prostor pro materiálovou úsporu skýtá výhradní používání forem s topnými deskami. V případě, že by se přistoupilo ke zvýšení tuhosti stolu a horního příčnicku, jeví se jako elegantní řešení varianta, v níž je předepínací mechanismus s excentrickým kolem nahrazen hydraulickými válci s nízkým zdvihem.

Na základě výsledků komplexní přístupu v oblasti výzkumu materiálových a energetických úspor při konstrukci a provozu lisu s přihlédnutím na závěry kapitoly 8 obsahuje kapitola 9 koncepční návrh komorového vulkanizačního lisu s předepínacími bočnicemi. Tato koncepce se vyznačuje především snížením hmotnosti pohybujících se komponent, což má za následek zásadní snížení energetické náročnosti pohonů a zároveň nezanedbatelné materiálové úspory. Vyvození a udržení uzavírací síly je zde řešeno zcela inovativním a zároveň jednoduchým mechanickým způsobem, čímž zachovává vysokou míru bezpečnosti proti náhlému odlehnutí lisovací formy.

Toto technické řešení vulkanizačního lisu s předepínatelnými bočnicemi bylo dne 20.2.2012 ochráněno zápisem užitného vzoru s číslem zápisu 23422

11 PUBLIKAČNÍ AKTIVITY

2006

MATOUŠEK, J., NĚMEC, L., VOTÁPEK, P. Využití software AMESim při výuce v oblasti dopravních prostředků na ZČU-KKS. In *Sborník přednášek 32. konference kateder dopravních, manipulačních, stavebních a zemědělských strojů*. Brno : VUT, 2006. s. 66-71. ISBN: 80-214-3223-3

VOTÁPEK, P., HYNEK, M. Powerstriker. In *CADAM 2006*. Rijeka: Zigo, 2006. s. 97-98. ISBN: 953-7142-19-1

VOTÁPEK, P., HYNEK, M. FEM analysis of the plastic parts. In *PhD 2006*. Plzeň: University of West Bohemia, 2006. s. 1-8. ISBN: 80-7043-486-4

2007

VOTÁPEK, P., HYNEK, M. Possibilities of using 3D scanner for obtaining virtual model. In *PhD 2007*. Plzeň: University of West Bohemia, 2007. s. 301-304. ISBN: 978-80-7043-597-7

VOTÁPEK, P., HYNEK, M. Application of low cost 3D scanner. In *CADAM 2007*. Rijeka: Zigo, 2007. s. 93-94. ISBN: 978-953-7142-24-7

2008

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Zařízení k upevnění dílů*. Praha, 2008., ISBN: 18201,

2009

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Jednořadé válečkové ložisko s dutými válečky*. PRAHA, 2009.

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Jednořadé kuželíkové ložisko s dutými kuželíky*. PRAHA, 2009.

VOTÁPEK, P., HYNEK, M. *Upínání rozměrných svařenců van pro lodní motory při obrábění*. 2009.

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Nosná konstrukce dopravního značení*. PRAHA, 2009.

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Přejezdový můstek pro ochranu hadic nebo kabelů*. PRAHA, 2009.

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Distanční rozpěrka pro protipožární tabulové vrstvené sklo*. PRAHA, 2009.

2011

HYNEK, M., GRACH, M., VOTÁPEK, P., RAAB, Z. *KKS/CAE ZÁKLADY SYSTÉMU PRO/ENGINEER*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2011, 202 s. ISBN: 978-80-7043-991-3

HYNEK, M., GRACH, M., VOTÁPEK, P., RAAB, Z. *KKS/CAE PRO/ENGINEER. Mlýnek na maso*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2011, 488 s. ISBN: 978-80-7043-978-4

HYNEK, M., MÜLLER, E., VOTÁPEK, P., RAAB, Z. *KKS/CAE NX - UNIGRAPHICS JEDNOSTUPŇOVÝ PÍSTOVÝ KOMPRESOR*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2011, 241 s. ISBN: 978-80-7043-989-0

HYNEK, M., VOTÁPEK, P. Thermal analysis of type curing process. In *IM 2011*. Praha: AVČR, 2011. s. 223-226. ISBN: 978-80-87012-33-8

HYNEK, M., GRACH, M., VOTÁPEK, P., RAAB, Z., MAX, A. *KKS/CAE CATIA v5. Mlýnek na maso*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2011, 444 s. ISBN: 978-80-261-0036-2

ŽÍDEK, J., HYNEK, M., VOTÁPEK, P., *Bezkontaktní vyhodnocování tvarové přesnosti výrobků s velmi nízkou tuhostí*. 2011.

HYNEK, M., RAAB, Z., VOTÁPEK, P., *Válečkové ložisko s upravenými valivými elementy*. Praha, 2011.

HYNEK, M., KULHAVÝ, O., VOTÁPEK, P., RAAB, Z. *KKS/KPP NX - UNIGRAPHICS, MODUL PLOCHY - VYSAVAČ*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2011, 140 s. ISBN: 978-80-7043-990-6

2012

VOTÁPEK, P., HYNEK, M., KLEPÁČEK, J., *Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi*. Praha, 2012.

HYNEK, M., MATĚJA, L., VOTÁPEK, P., RAAB, Z., GRACH, M. *KKS/KPP CATIA - MODUL plochy - vysavač*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2012, 87 s. ISBN: 978-80-261-0080-5

HYNEK, M., MÜLLER, E., VOTÁPEK, P., RAAB, Z., GRACH, M. *KKS/CAE NX - UNIGRAPHICS Mechanismus*. 1. vyd. Plzeň : Západočeská univerzita, 2012, 52 s. ISBN: 978-80-261-0105-5

12 LITERATURA

1. **Votápek, Petr.** *Písemná práce ke stání doktorské zkoušce.* Plzeň : ZČU, 2010.
2. **Dvořák, J.** Zpracovatelské procesy gumárenské pro konstrukční směry. [Online] 2009.
[Citace: 13. 3 2010.]
<http://www.ft.utb.cz/czech/uvi/czech/staff/dvorak/elektronickepodpory/podklady.html..>
3. **Jahelka, Miroslav.** *Gumárenské stroje a zařízení.* Praha : SNTL, 1963. 04-635-63.
4. **PAVELEK, M. a kol.** *Termomechanika.* Brno : Vysoké učení technické v Brně. Fakulta strojního inženýrství, 2003.
5. *Temperature and velocity fields in natural convection by PIV and LIF.* **MEYER, K E, a další, a další.** Lisbon : autor neznámý, 2002. Proceedings of 11th International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics.
6. **ČÍŽEK, J.** *Fakulta strojní.* [Online] [Citace: 25. 11 2010.]
http://stc.fs.cvut.cz/History/2005/Papers/D_P/cizek_12107.pdf.
7. **ÚSTAV FYZIKÁLNÍHO INŽENÝRSTVÍ.** [Online] Fakulta strojního inženýrství, VUT Brno.
[Citace: 3. 11 2010.] <http://fyzika.fme.vutbr.cz/>.
8. **Pavelek, M, Liška, M. a Boček, V.** Holografický interferometr k vyšetřování dynamicky se měnících fázových objektů. *Jemná mechanika a optika* 25. 1980, Sv. 6.
9. **Pavelek, M.** *Seznam vybraných publikací.* [Online] [Citace: 1. 12 2010.]
<http://ottp.fme.vutbr.cz/users/pavelek/pav-pub.htm>.
10. **ZMRHAL, V.** *Tepelný komfort a energetická bilance systému s chladicím stropem.* Praha : FST, ČVUT, 2005. disertační práce,.
11. **ŠESTÁK, J., RIEGER, F.** *Přenos hybnosti tepla a hmoty.* Praha : Vydavatelství CVUT, 1996. ISBN 80-01-00957-2.
12. **BEJAN, A.** *Convection heat transfer.* New York : Wiley, 1995. ISBN 0-471-57972-6.
13. *Experimental Stress Analysis 2003.* **Jankovec, Jiří, Honner, Milan a Shorný, Aleš.** [editor] Miloš Vlk, Lubomír Houfek a Marcela Šlechtová. Brno : Ústav mechaniky Těles FSI VUT v Brně, 2003. stránky 41-42. ISBN 80-214-2314-5.
14. **Bafnec, Milan a Haydary, Juma.** Chemical Engineering Aspects of Tire Curing Simulation. *KONSTRUKTION UND SIMULATION.* 2007. 308-311.
15. **Votápek, Petr a Hynek, Martin.** *Teplotní simulace vulkanizačních forem I - výpočtová zpráva.* Plzeň : ZČU v Plzni, 2011. zcu-002-2011.

16. **Votápek, Petr; Hynek, Martin.** *Teplotní simulace vulkanizačních forem II - výpočtová zpráva.* Plzeň : ZČU v Plzni, 2011. zcu-003-2011.
17. **Bartoš, Václav a Skala, Bohumil.** *Měření na elektrických strojích.* Plzeň : Západočeská univerzita, 2006. 2 vydání. ISBN 80-7043-447-3.
18. **NORD-Pohánecí technika, s. r. o.** [Online] [Citace: 6. 8 2011.]
http://www2.nord.com/cms/media/documents/bw/M7000_IE1_IE2_IE3_GB_2211_.pdf.
19. **Votápek, Petr, a další, a další.** *Vulkanizační lis s předepínatelnými bočnicemi.* 23422 Česká republika, 20. 2 2012.
20. **Pavelek, Milan.** *Odbor termomechaniky a techniky prostředí.* [Online] [Citace: 13. 2 2011.]
<http://ottp.fme.vutbr.cz/~pavelek/optika/2006.htm>.

13 POUŽITÝ SOFTWARE

MICROSOFT, Microsoft Word 2010

MICROSOFT, Microsoft Excel 2010

PTC, ProEngineer Wildfire 4

MSC, MSC. Marc/Mentat 2010

AGILENT TECHNOLOGIES, Agilent Benchlink Data Logger 1.4.000512

FLIR, ThermaCAM™ Researcher

AUTODESK, AutoCAD 2010

NATIONAL INSTRUMENTS, Measurement & Automation Explorer™, version 4.7.2f0