



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

# NÁVRH OPTIMÁLNÍCH PARAMETRŮ VÍCEVRSTVÉHO KERAMICKÉHO OCHRANNÉHO POVLAKU PRO VYSOKOTEPLTNÍ APLIKACE

DESIGN OF OPTIMAL PARAMETERS OF MULTILAYER CERAMIC PROTECTIVE COATING FOR HIGH  
TEMPERATURE APPLICATIONS

## DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Petr Dohnalík

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Oldřich Ševeček, Ph.D.

BRNO 2017



# Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky  
Student: **Bc. Petr Dohnalík**  
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství  
Studijní obor: Inženýrská mechanika a biomechanika  
Vedoucí práce: **Ing. Oldřich Ševeček, Ph.D.**  
Akademický rok: 2016/17

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

## Návrh optimálních parametrů vícevrstvého keramického ochranného povlaku pro vysokoteplotní aplikace

### Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Kovové i keramické materiály jsou často pro ještě vyšší tepelnou nebo mechanickou odolnost opatřovány speciálními povlaky. Tyto povlaky bývají složeny až z několika vrstev různých materiálů (nejčastěji na keramické bázi) s různými mechanickými i teplotními charakteristikami. Vlivem rozdílných koeficientů teplotní roztažnosti jednotlivých vrstev a substrátu mohou vznikat při aplikaci takových povlaků značná residuální tahová napětí, která mohou vést až k jejich porušení (vzniku trhlin) a ztrátě jejich primární ochranné funkce. Snahou tedy je takovému stavu zabránit, což lze provést vhodným návrhem jednotlivých vrstev a redukcí zbytkových tahových napětí na co nejnižší úroveň (alespoň pod tahovou pevnost materiálu jednotlivých vrstev). Klíčovými parametry ovlivňujícími velikost zbytkových napětí jsou koeficienty teplotních roztažností jednotlivých vrstev (i substrátu), jejich tloušťky, elastické charakteristiky i pořadí jejich vrstvení. Cílem práce bude tedy na základě analytického/numerického modelu vícevrstvé struktury definovat, jak pro konkrétní aplikaci povlak navrhnout, aby měl co nejvyšší odolnost proti porušení, tedy co nejnižší zbytková tahová napětí v rámci svých vrstev. Při hledání vhodné kompozice povlaku by měl být rovněž zohledněn i vliv gradientu teploty po jeho výšce včetně substrátu (rozdílné teploty na vnějším a vnitřním povrchu struktury, které se často vyskytují při samotném provozu).

### Cíle diplomové práce:

- 1) Provést rešerši v oblasti ochranných keramických povlaků (jejich aplikace, používané materiály a jejich elastické a termomechanické vlastnosti).
- 2) Vytvořit analytický model (založený na klasické laminátové teorii) pro výpočet (zbytkových) napětí a deformací ve vícevrstvé struktuře a rozšířit analytický model o vliv gradientu teploty přes tloušťku

laminátu (uvážením teplotní vodivosti jednotlivých vrstev)

3) S využitím SW ANSYS a jazyka APDL vytvořit parametrický MKP model vícevrstvého povlaku na kovovém/keramickém substrátu, a s uvážením gradientu teploty přes výšku struktury s ním provést termomechanickou analýzu a získané rozložení zbytkových napětí a deformací porovnat s analytickým modelem.

4) Aplikovat vytvořený analytický (příp. numerický) model na hledání optimální kompozice ochranného povlaku, sestávajícího se z 1-3 (v případě potřeby i více) různých vrstev konkrétních materiálů (plynoucích z rešeršní studie) tak, aby uvnitř povlaku byla indukována co nejnižší zbytková tahová napětí.

5) Definovat obecná doporučení, jaké vlastnosti, složení a vrstvení by daný povlak měl mít, aby byl co nejvíce odolný proti vzniku porušení (trhlin) při jeho výrobě i provozních podmínkách (při uvážení stejných i rozdílných teplot na povrchu povlaku a opačné straně substrátu).

#### Seznam literatury:

ANSYS Inc (2015), ANSYS Release 16.2 User's Manual, Swanson Analysis Sys. Inc, Pennsylvania.

Cengel, Y. A. (2002), Heat Transfer: A Practical Approach, 2nd ed., McGraw-Hill, New York.

Jones, R. M. (1998), Mechanics of Composite Materials, Taylor & Francis.

Mesquita-Guimaraes, J., E. Garcia, M. I. Osendi, O. Sevecek, and R. Bermejo (2014), Effect of aging on the onset of cracks due to redistribution of residual stresses in functionally graded environmental barrier coatings of mullite/ZrO<sub>2</sub>, Composites Part B: Engineering, 61, 199-205.

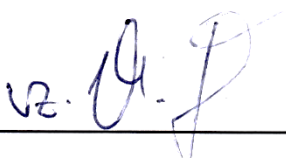
Nettles, A. T. (1994), Basic Mechanics of Laminated Composite plates, NASA Reference Publication, MSFC, Alabama.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2016/17.

V Brně, dne 31. 10. 2016



  
prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.  
ředitel ústavu

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

## **Abstrakt:**

Hlavním cílem této práce bylo stanovení vhodné kompozice ochranného povlaku, skládajícího se z několika různých vrstev konkrétních materiálů, s ohledem na residuální napětí indukované v povlaku v důsledku rozdílných součinitelů teplotní roztažnosti jeho jednotlivých složek. Ochrannými povlaky jsou v této práci myšleny tepelné a environmentální bariéry, které mají za úkol chránit součásti před vysokými teplotami. V práci je uveden nezbytný teoretický úvod do problematiky tepelných a environmentálních bariér. Zde jsou uvedeny základní koncepce skladby jednotlivých vrstev, používané materiály a způsoby nanášení. Obsažená rešeršní studie podává přehled, jakým způsobem se v současnosti přistupuje k výpočtovému modelování residuálních napětí zejména v tepelných bariérách nanesených plazmovým nástřikem. V práci je blíže představena klasická laminátová teorie, která byla použita k výpočtům zbytkových napětí v rámci povlakové struktury. Standardně tato metoda předpokládá homogenní teplotní pole po výšce laminátu, nicméně v této práci byl nalezen způsob, jak ji rozšířit o zahrnutí proměnné teploty po výšce analyzované struktury. V praktické části práce je vytvořený model použit pro hledání vhodných vlastností dvouvrstvého až čtyřvrstvého povlaku. Výpočty byly provedeny jak pro konstantní teplotu, tak pro gradient teploty po výšce modelu. Výstupy analytického modelu založeného na rozšířené klasické laminátové teorii jsou ve vybraných případech ověřeny pomocí numerického modelu.

## **Klíčová slova:**

Tepelné bariéry, environmentální bariéry, klasická laminátová teorie, metoda konečných prvků, vedení tepla, zbytková napětí

## **Abstract:**

The main objective of this work was to design a suitable composition of a protective coatings, made of several different layers of specific materials - with respect to residual stress, induced due to a mismatch in thermal expansion coefficients of each layer. Protective coating in this work means both the thermal and the environmental barrier. These coatings protect components against high temperatures and harsh environment. In this work, necessary theoretical background in the field of the thermal and environmental barrier coatings is introduced. There are mentioned some basic design approaches, commonly used materials and processing methods for the coating structure. The literature review gives an overview of modeling of such coated structures, in particular it is devoted to the thermal barrier coatings deposited by air plasma spray process. The next chapter closely describes classical laminate theory used for calculation of residual stresses in the coating. One of the assumptions of this theory is homogenous temperature field through the coating's thickness. However, in this work was revealed a way to extend the classical lamination theory of such cases, in which the temperatures vary along the thickness of the coating. In the practical part, the analytical model was used for designing suitable properties of some coatings, which were consists of two, three and four layers. The calculations were performed both for constant temperature and for the temperature gradient. All results obtained from analytical approach were verified by numerical calculations.

## **Keywords:**

Thermal barrier coatings, environmental barrier coatings, classical laminate theory, finite element method, heat conduction, residual stress



**Bibliografická citace práce:**

DOHNALÍK, P. *Návrh optimálních parametrů vícevrstvého keramického ochranného povlaku pro vysokoteplotní aplikace*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2017. 102 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Oldřich Ševeček, Ph.D.





Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci vypracoval samostatně a v seznamu literatury uvedl veškeré informační zdroje, které jsem použil.

V Brně dne .....

.....



Děkuji panu Oldřichu Ševečkovi za konzultace, odborné vedení a nezbytné rady, které byly potřebné k vyřešení všech problémů při psaní této diplomové práce. Děkuji mé rodině za umožnění studia vysoké školy, za neustálou podporu, trpělivost a motivaci.



# Obsah

<b>1</b>	<b>Úvod.....</b>	<b>16</b>
<b>2</b>	<b>Analýza nestandardní situace .....</b>	<b>17</b>
<b>2.1</b>	<b>Formulace nestandardní situace .....</b>	<b>17</b>
<b>2.2</b>	<b>Formulace cílů.....</b>	<b>17</b>
<b>2.3</b>	<b>Podmnožiny systému veličin .....</b>	<b>17</b>
<b>3</b>	<b>Základy problematiky ochranných povlaků.....</b>	<b>19</b>
<b>3.1</b>	<b>Povlakové tepelné a environmentální bariéry.....</b>	<b>19</b>
3.1.1	Tepelné bariéry (Thermal Barrier Coatings) .....	19
3.1.2	Environmentální bariéry (Environmental Barrier Coatings).....	20
<b>3.2</b>	<b>Alternativní skladby povlaků .....</b>	<b>21</b>
3.2.1	Dvojitá keramická vrstva .....	21
3.2.2	Funkčně odstupňované povlaky .....	22
3.2.3	Tlusté tepelné bariéry .....	23
3.2.4	Vícevrstvé povlaky.....	24
<b>3.3</b>	<b>Pokročilé materiály povlaků a jejich vlastnosti .....</b>	<b>25</b>
3.3.1	Materiály environmentálních bariér .....	25
3.3.2	Materiály tepelných bariér .....	26
<b>3.4</b>	<b>Technologie nanášení povlaků.....</b>	<b>27</b>
3.4.1	Nanášení tepelných bariér plazmovým nástřikem .....	27
3.4.2	Fyzikální depozice pomocí elektronového paprsku .....	28
3.4.3	Porovnání APS a EB-PVD .....	29
<b>4</b>	<b>Rešeršní studie .....</b>	<b>31</b>
<b>5</b>	<b>Nástroje použité pro řešení úlohy .....</b>	<b>39</b>
<b>5.1</b>	<b>Klasická laminátová teorie .....</b>	<b>39</b>
<b>5.2</b>	<b>Teorie přenosu tepla .....</b>	<b>43</b>
<b>5.3</b>	<b>Metoda konečných prvků .....</b>	<b>45</b>
5.3.1	Rovinný model .....	46
5.3.2	Prostorový model .....	47
<b>6</b>	<b>Modely použité pro výpočty .....</b>	<b>48</b>
<b>6.1</b>	<b>Analytický model .....</b>	<b>49</b>
6.1.1	Výpočet podle klasické laminátové teorie.....	49
6.1.2	Rozšíření klasické laminátové teorie o vedení tepla .....	50
<b>6.2</b>	<b>Numerický model.....</b>	<b>52</b>
<b>6.3</b>	<b>Porovnání výsledků z analytického a numerického modelu.....</b>	<b>54</b>

<b>7</b>	<b>Návrh optimálního rozložení povlaku .....</b>	<b>58</b>
<b>7.1</b>	<b>Způsob a cíl hledání parametrů .....</b>	<b>58</b>
<b>7.2</b>	<b>Dvouvrstvý povlak.....</b>	<b>59</b>
7.2.1	Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu .....	59
7.2.2	Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu .....	65
7.2.3	Porovnání výsledků s MKP .....	66
<b>7.3</b>	<b>Třívrstvý povlak .....</b>	<b>69</b>
7.3.1	Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu .....	69
7.3.2	Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu .....	76
7.3.3	Porovnání výsledků s MKP .....	77
<b>7.4</b>	<b>Čtyřvrstvý povlak.....</b>	<b>79</b>
7.4.1	Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu .....	79
7.4.2	Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu .....	83
7.4.3	Porovnání výsledků s MKP .....	84
<b>8</b>	<b>Shrnutí dosažených výsledků .....</b>	<b>87</b>
<b>9</b>	<b>Závěr.....</b>	<b>91</b>
	<b>Použitá literatura.....</b>	<b>94</b>
	<b>Seznam použitých zkratk.....</b>	<b>99</b>
	<b>Seznam použitých symbolů .....</b>	<b>100</b>
	<b>Seznam příloh .....</b>	<b>102</b>



# 1 Úvod

Proudové motory leteckých turbín po desítky let s výhodou využívaly výborných vlastností niklových superslitin. Vývoj těchto superslitin umožňoval stabilní nárůst pracovních teplot, což vedlo ke zvýšení výkonu a účinnosti motoru. Předností niklových superslitin je, že si za vysokých teplot zachovávají svoje dobré mechanické vlastnosti, jako jsou vysoká pevnost v tahu, odolnost vůči oxidaci a únavovému porušení. K tomu významnou měrou přispívají pokročilé technologické procesy, které umožňují vyrobit danou součást jako monokrystal (například lopatky turbín). Komponenty vyrobené z niklové superslitiny mohou pracovat za teplot dosahující 1 150 °C, což je přibližně 200 °C pod teplotou tání takové slitiny [1].

Z pohledu historického vývoje byly k ochraně turbínových lopatek jako první použity difúzní povlaky, a ačkoliv mají široké využití, mají také svá omezení. Vývoj a zvyšující se nároky na účinnost vedly ke vzniku nové koncepce ochranných povlaků, založených na překrývání substrátu novými vrstvami. Jedním z takových typů povlaku jsou tepelné bariéry (zkráceně TBC z anglického názvu Thermal Barrier Coatings), které na rozdíl od difúzních povlaků chrání základní materiál nejen proti vysokoteplotní korozi, ale také umožňuje na určité úrovni snížit teplotu substrátu [2]. Použitím tepelných bariér spolu s vnitřním chlazením lopatky může být povrchová teplota součásti snížena až o 300 °C. Pracovní teploty leteckých motorů mohou být tedy překvapivě ještě vyšší než teplota tání použitého základního materiálu [3]. U komerčních letadel může teplota spalin přesáhnout až 1 350 °C [4].

Tepelné bariéry tedy nalézají uplatnění zejména v tepelných zařízeních sloužících na přeměnu energie. Diesellové motory využívají tepelných bariér při ochraně pístů, ventilů a hlavy válců. U plynových turbín se tepelné bariéry používají pro ochranu již zmíněných lopatek turbínové části, a to jak statorových, tak rotorových. Dále se tepelné bariéry používají pro rozváděcí lopatky vstupní trysky, spalovací komoru a výstupní kanál [4].

V současnosti se lze setkat také s aplikací environmentálních bariér (Environmental Barrier Coatings), které jsou intenzivně vyvíjeny jak akademickými, tak komerčními výzkumnými pracovišti. Předpokládá se, že díky environmentálním bariérám bude možné dosáhnout ještě vyšších pracovních teplot v tepelných motorech, což vede k zvýšení účinnosti. V budoucnu by totiž mohly nahradit některé statorové komponenty plynových turbín, kde se až doposud používají tepelné bariéry [3].

U každé z výše uvedených aplikací tepelné bariéry je zatížení dané součásti velmi rozdílné. Například lopatka rotoru turbíny je kromě tepelného zatížení vystavena působení odstředivých sil a je také namáhána ohybem kvůli vztakovým silám [2]. Provozoschopný ochranný povlak včetně substrátu tedy musí splňovat vysoké nároky, které jsou kladeny na mechanické, chemické a teplotní vlastnosti materiálu. Jmenovitě jsou to nízká tepelná vodivost, vysoká teplota tání, odolnost vůči creepu, oxidaci, vysokoteplotní korozi, dobrá přilnavost k substrátu, co nejmenší spékavost a pokud možno žádná fázová transformace až do provozní teploty a v neposlední řadě teplotní stálost materiálových charakteristik. Jednou z hlavních příčin, kvůli které se může ochranný povlak porušit, je zbytkové napětí způsobené vzájemným nesouladem součinitelů teplotních roztažností vrstev. Tudiž jedním z požadavků na tepelné a environmentální bariéry jsou podobné velikosti součinitelů teplotních roztažností jednotlivých vrstev [1].



## 2 Analýza nestandardní situace

### 2.1 Formulace nestandardní situace

Keramické materiály jsou pro vyšší tepelnou nebo mechanickou odolnost opatřovány speciálními povlaky. Tyto povlaky jsou často složeny z několika vrstev různých materiálů s odlišnými materiálovými vlastnostmi. Po aplikaci takových povlaků na substrát, v nich mohou kvůli vysokým tahovým zbytkovým napětím vznikat trhliny, které vedou ke ztrátě funkčnosti povlaku.

### 2.2 Formulace cílů

Cíle diplomové práce jsou na základě zadání diplomové práce stanoveny následovně. Provést rešeršní studii zaměřenou na oblast keramických ochranných povlaků pro vysokoteplotní aplikace. Na základě klasické laminátové teorie vytvořit algoritmus pro výpočet zbytkových napětí a přetvoření v povlaku a substrátu a dále tento algoritmus rozšířit o gradient teploty po výšce struktury. V jazyce APDL vytvořit vstupní soubor parametrického modelu vícevrstvého povlaku a substrátu pro program ANSYS. Pomocí vytvořeného analytického modelu najít vhodnou skladbu a tloušťku vrstev povlaku tak, aby zbytková napětí v povlaku byla pokud možno co nejnižší. Porovnat rozložení napětí tohoto povlaku s napětím získanými metodou konečných prvků. Na základě provedených výpočtů poskytnout doporučení, jak vybrané parametry zvolit co nejvhodněji s ohledem na co nejnižší zbytková napětí v povlaku.

### 2.3 Podmnožiny systému veličin

Objekt  $\Omega$  je v tomto případě nanesený povlak včetně substrátu. Systém podstatných veličin  $\Sigma(\Omega)$  je poté následující:

**Podmnožina S0:** V reálném případě jsou podstatné veličiny podmnožiny S0 teplota pracovního plynu, jeho chemické složení, přítomnost nečistot a jeho vlhkost. V klasické laminátové teorii je uvažována pouze teplota.

Posouzení vlastností uvedených veličin závisí na tom, kde se uvedený povlak používá. Pokud se jedná o plynové turbíny v elektrárnách, lze teplotu v průběhu pracovního cyklu považovat za konstantní. Chemické složení bude souviset s použitým palivem a teplotou spalování, vlhkost pracovního plynu bude ovlivněna umístěním elektrárny. Nicméně lze významně omezit množství nečistot vstupujících do turbíny. Pokud se jedná o proudové motory letadel, teploty se budou v průběhu letu měnit a s tím i chemické složení spalin. Stejně tak se bude měnit obsah nečistot v závislosti na prostředí, ve kterém je letadlo provozováno.

**Podmnožina S1:** V této podmnožině jsou tloušťky vrstev jednotlivých vrstev povlaku a tloušťka substrátu. Stejně tak je podstatný vliv tvaru rozhraní mezi vrstvami, které lze v omezeném intervalu řídit. Tvar rozhraní lze popsat drsností, sklonem povrchu a průměrné vzdálenosti špiček nerovností. Významná je také mikrostruktura materiálů, obsah a druh imperfekcí. Umístění imperfekcí je však silně stochastické. V určitém intervalu lze řídit pouze obsah imperfekcí. Zvolená metoda dokáže popsat pouze vliv tloušťky vrstev povlaku a substrátu.

Celkový tvar objektu je v řešeném případě zjednodušen na rovinné těleso. V realitě to může být lopatka turbíny nebo také spalovací komora proudového motoru. To znamená součásti, které jsou prostorově významně členitější. V místech s nulovou nebo velmi malou křivostí povrchu lze očekávat, větší věrohodnost dosažených výsledků než v místech s velkou křivostí.

**Podmnožina S2:** V realitě závisí stejně jako v podmnožině S0 na aplikaci. V případě lopatky turbíny je to závěs k rotoru turbíny. V případě výpočtového modelování je S2 prázdná množina.

**Podmnožina S3:** Podstatná veličina, která aktivuje na objektu zkoumaný proces je teplota. Na objekt mohou působit také setrvačné síly, které nebudou v modelu uvažovány.

**Podmnožina S4:** Zbytkové teplotní napětí je ovlivněno teplotou substrátu, při které se povlak aplikoval a dobou chlazení povlaku. Zbytkové napětí v povlaku je ovlivněno také technologií nánosu. Ve vybrané metodě nejsou veličiny z podmnožiny S4 zahrnuty.

**Podmnožina S5:** Patří sem veličiny, které vyjadřují vlastnosti objektu, jsou to tedy moduly pružnosti, součinitele příčné kontrakce, součinitelé teplotní roztažnosti, součinitelé tepelných vodivostí a referenční teploty, tloušťky vrstev, tloušťka substrátu a pořadí vrstev. Je nutné podotknout, že mechanické vlastnosti materiálů, ze kterých se objekt skládá, jsou závislé na teplotě. Tyto teplotní závislosti nejsou ve vybraném modelu zahrnuty.

**Podmnožina S6:** Množina S6 je prázdná, jelikož je úloha řešena na makroúrovni mechaniky kontinua a nezabýváme se procesy, které vyvolávají teplotní dilatace a tím teplotní zbytková napětí.

**Podmnožina S7:** Do podmnožiny S7 patří veličiny vyjadřující projevy entity, v tomto případě to jsou délková a úhlová přetvoření, normálová a smyková napětí v povlaku a v substrátu.

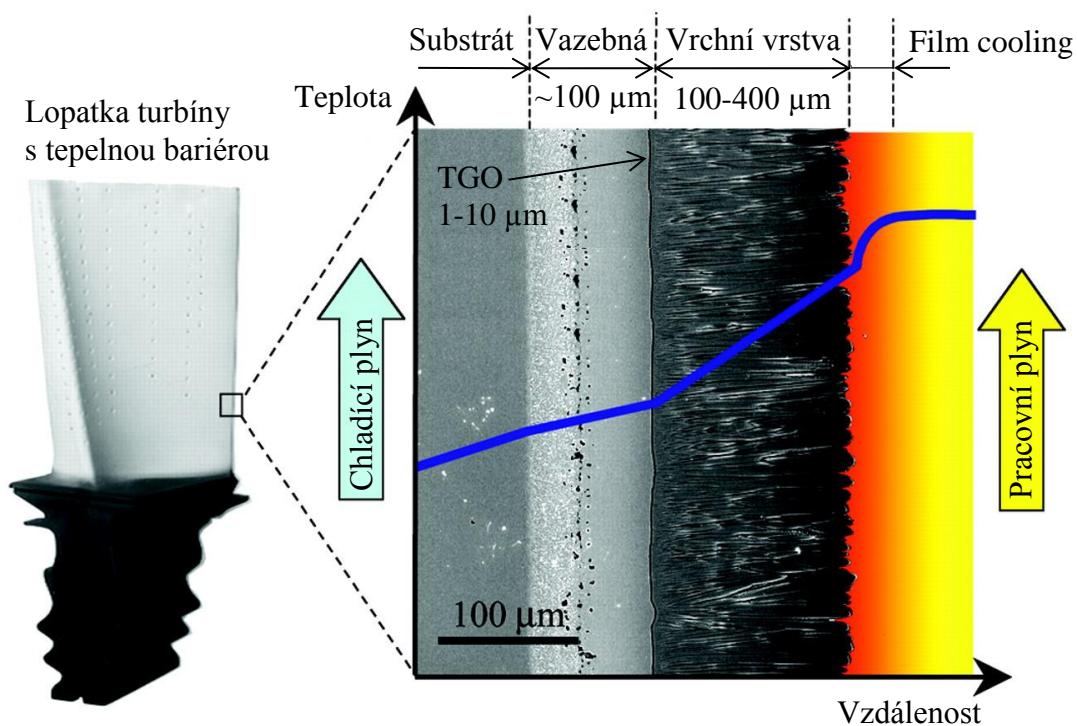
**Podmnožina S8:** Důsledkem může být vznik a šíření trhlin. Podstatnými veličinami jsou tedy ty, které popisují parametry vzniklých trhlin jako například délka trhliny nebo faktor intenzity napětí.

## 3 Základy problematiky ochranných povlaků

### 3.1 Povlakové tepelné a environmentální bariéry

Hlavním úkolem tepelných a environmentálních bariér je chránit substrát (základní materiál) před vysokými teplotami a také s tím spojenými degradačními procesy. Toho je dosaženo nízkou tepelnou vodivostí ochranných povlaků a zároveň jejich vysokou tepelnou odolností. Při současném použití ochranného povlaku a chlazení lopatky lze snížit teplotu až o několik stovek stupňů Kelvinů [5].

Základní skladbu konvenčních tepelných a environmentálních bariér tvoří dvě vzájemně odlišitelné vrstvy, které se nazývají vazebná (z anglického bond coat, zkráceně BC) a vrchní vrstva (top coat, TC). Příklad kompozice konvenční tepelné bariéry je na obrázku 1. Rozdíl mezi tepelnou a environmentální bariérou je především v použitém substrátu, který je u environmentálních bariér keramický. Rozdíly jsou přirozeně také v použitých materiálech povlaku. V následujících podkapitolách jsou uvedeny základní informace o tepelných a environmentálních bariérách, které jsou nezbytné pro další pochopení problematiky.



Obrázek 1 – Kompozice konvenční tepelné bariéry, zdroj: [1]

#### 3.1.1 Tepelné bariéry (Thermal Barrier Coatings)

Substráty tepelných bariér jsou obvykle tvořeny niklovou, hliníkovou nebo kobaltovou superslitinou [1; 6]. Na substrát je nanášena vazebná vrstva, která je často tvořena materiálem označovaným jako MCrAlX, kde M představuje nikl, kobalt nebo směs obou prvků a X představuje yttrium nebo hafnium [6]. Vazebná vrstva má dva důležité úkoly. Prvním je zvýšit adhezi vrchní vrstvy se základním materiálem. To souvisí mimo jiné se snížením rozdílů součinitelů teplotní roztažnosti materiálů, která je jednou z hlavních příčin vzniku residuálních napětí uvnitř vrstev povlaku. Druhým úkolem vazebné vrstvy je sloužit jako zásobník hliníku pro rozvoj  $\text{Al}_2\text{O}_3$  vrstvy. Tato vrstva oxidu hlinitého s malou propustností kyslíkových iontů

chrání substrát před oxidací, jelikož vrchní vrstva je pro kyslíkové ionty snadno průchodná [7]. V anglosaské literatuře je tato vrstvička nazývána thermally grown oxide (zkráceně TGO). TGO vzniká mezi vazebnou a vrchní vrstvou při nanášení vrchní vrstvy a dále se rozrůstá při provozu součástky [8]. Kromě ochranné funkce může TGO zapříčinit selhání celého povlaku, pokud její tloušťka dosáhne kritické hodnoty (řádově 10  $\mu\text{m}$ ) [9].

Vrchní keramická vrstva je základem tepelné bariéry a jejím hlavním cílem je, co nejvíce snížit teplotu na podkladovém materiálu. Na mechanické, chemické a teplotní vlastnosti materiálu vrchních vrstev ochranného povlaku jsou kladeny vysoké nároky, jelikož se jako první dostává do styku s horkými pracovními plyny. Jmenovitě to jsou nízká tepelná vodivost, vysoká teplota tání, odolnost vůči teplotním rázům, creepu, oxidaci a vysokoteplotní korozi, podobná velikost součinitele teplotní roztažnosti s ostatními vrstvami. Tyto vlastnosti zatím nejlépe splňuje keramika YSZ neboli oxid zirkoničitý stabilizovaný určitým procentem oxidu ytřitého (obvykle 7–8 % hmotnosti  $\text{Y}_2\text{O}_3$ ). Tato keramika je v současnosti nejvíce rozšířená v TBC povlacích [10].

V závislosti na použité technologii nánosu a zvolené skladbě povlaku se mikrostruktura, morfologie rozhraní, mechanické vlastnosti, tloušťka a kompozice jednotlivých vrstev mohou měnit.

### 3.1.2 Environmentální bariéry (Environmental Barrier Coatings)

Při vývoji turbínových lopatek pro vysoké pracovní teploty se zkoumají také keramické komponenty, které vykazují dobré vlastnosti za vysokých teplot. K tomu jsou využívány bezoxidické křemíkové keramiky jako například  $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,  $\text{SiC}$  nebo CMC (neboli ceramic matrix composite). Křemíkové keramiky vykazují výbornou odolnost proti oxidaci v čistém a suchém kyslíku, kde pomalu roste hustá vrstva oxidu křemičitého [11]. Nicméně tato ochranná vrstva oxidu křemičitého může degradovat v reakci s nečistotami, jako jsou soli nebo vodní páry. V prvním případě jde o rozpouštění a ve druhém případě o vypařování  $\text{SiO}_2$ . Zastavit nebo alespoň zpomalit degradaci keramických substrátů se snaží environmentální bariéry. Tyto ochranné povlaky jsou na bázi oxidů, jelikož oxidy jsou v korozivním prostředí obecně více odolné než křemíková keramika [12].

Stejně jak jsou kladeny nároky na tepelné bariéry, tak i environmentální bariéry musí splňovat několik požadavků. Za prvé, povlak musí mít schopnost odolat reakcím v agresivním prostředí, a také musí mít nízkou permeabilitu ke kyslíku (to jest malou propustnost kyslíku skrz materiál). Za druhé, povlak musí mít koeficient teplotní roztažnosti podobný jako substrát, a to z toho důvodu, aby se předešlo delaminaci nebo trhlinám v důsledku vysokých residuálních napětí. Za třetí, povlak musí vykazovat stabilní fázi při vystavení vysoké teplotě. Fázovou přeměnu typicky doprovází objemová změna, která způsobuje ztrátu integrity povlaku. Za čtvrté, povlak musí být chemicky kompatibilní se substrátem, aby se zabránilo nežádoucím chemickým reakcím [12].

Jeden z prvních materiálů, který byl použit pro povlaky, byl mulit ( $3\text{Al}_2\text{O}_3\text{-}2\text{SiO}_2$ ). Důvodem jeho použití byl zejména podobný součinitel teplotní roztažnosti s keramickým substrátem  $\text{SiC}$ . Tyto povlaky se zaměřovaly zejména na ochranu proti korozivnímu působení tekutých solí v tepelných výměnících. Mulitové povlaky vykazovaly dobrou výdrž při cyklickém teplotním zatěžování. Nedostatkem těchto povlaků jsou trhliny vznikající při působení teploty. V tomto případě korozivní látky pronikají až na základní materiál a způsobují jeho poškození [12]. V Glennově výzkumném středisku (NASA) byl posléze vylepšen technologický postup nánosu povlaku, kterým byla zvýšena jeho životnost a zlepšila se odolnost vůči teplotnímu šoku [13]. Následným testováním se ukázalo, že samotný mulit je nevhodný do prostředí obsahující vodní páry, kde se kvůli odpařování ztrácí  $\text{SiO}_2$

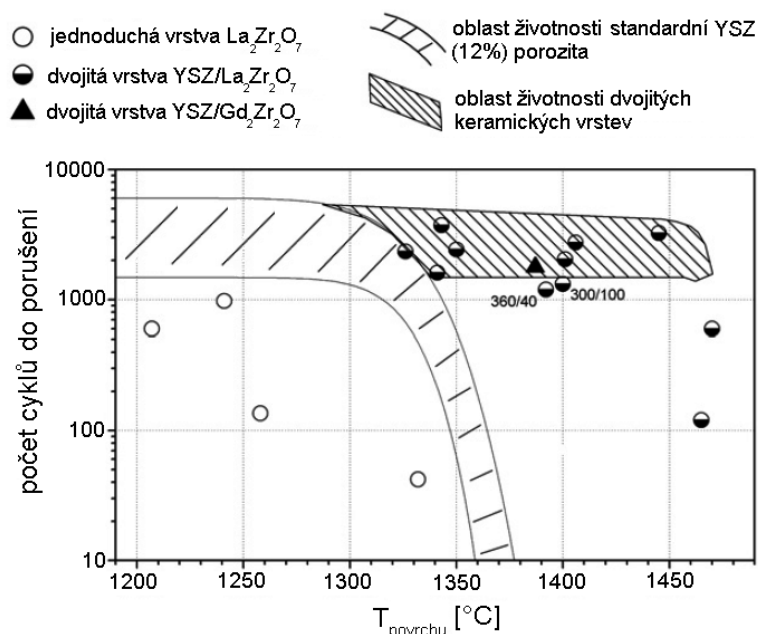
a na povrchu povlaku vzniká porézní vrstva hliníku [12]. Logickým krokem bylo přidání další krycí vrstvy. Kvůli ověřeným schopnostem z aplikací v tepelných bariérách, byl pro vrchní vrstvu zvolen materiál YSZ, a to navzdory vyššímu součiniteli teplotní roztažnosti [13]. Avšak po určitém počtu teplotních cyklů dochází opět k prostupu vodní páry skrz povlak a následné reakci se substrátem, která má negativní vliv na trvanlivost povlaku [12]. V práci [14] se uvádí, že za příčinou tohoto selhání je velký rozdíl v součiniteli teplotní roztažnosti obou vrstev. V práci [15] byla za účelem snížení nesouladu součinitelů teplotních roztažností vazebné a vrchní vrstvy (složené z mulitu a YSZ), zkoumána možnost funkčně odstupňované skladby povlaku.

## 3.2 Alternativní skladby povlaků

Kromě konvenčního typu uspořádání (viz Obrázek 1) existují další způsoby uspořádání jednotlivých vrstev povlaku. Přehled mnoha skladeb lze nalézt například v [16]. V této podkapitole je uveden stručný přehled vybraných druhů skladeb související s obsahem diplomové práce. Zmíněné skladby povlaků se dají aplikovat jak v tepelných bariérách, tak v environmentálních bariérách.

### 3.2.1 Dvojitá keramická vrstva

Povlak s dvojitou keramickou vrstvou (Double Ceramic Layer, zkráceně DCL) má na vrchní vrstvě ještě jednu keramickou krycí vrstvu. V řadě článků zabývajících se dvojitou keramickou vrstvou [17; 18; 19; 20] je jako krycí vrstva využita keramika s obsahem prvků vzácných zemin (například  $\text{La}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$  a  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$ ). Z výsledků práce s tímto typem povlaku vyplývá, že dvojitá keramická vrstva má lepší odolnost vůči teplotním šokům a delší životnost při cyklickém teplotním zatěžování v porovnání s jednovrstvým keramickým povlakem, kde byl použit materiál YSZ jako vrchní vrstva (Obrázek 2) [5; 19; 20].



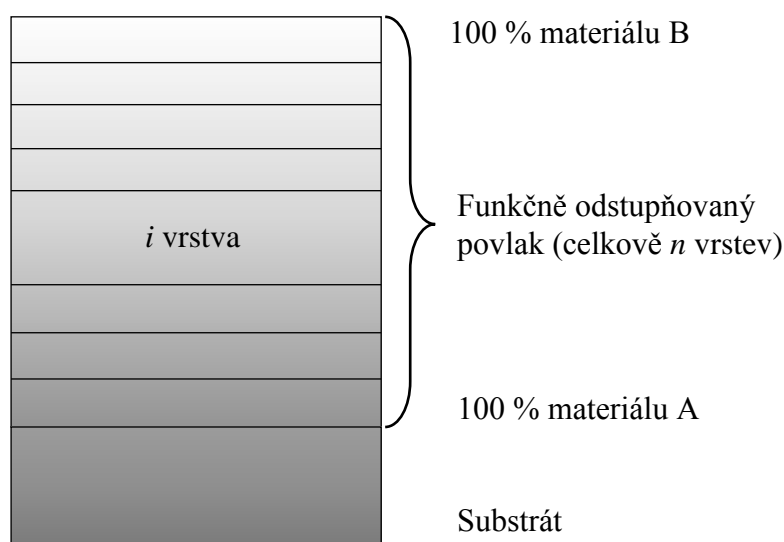
Obrázek 2 – Porovnání povlaků při cyklickém teplotním zatěžování, zdroj: [5]

Tento výzkum byl proveden na povlaku naneseném technikou APS. Keramiky na bázi  $\text{A}_x\text{B}_y\text{O}_7$  mají obvykle nižší součinitel tepelné vodivosti. Z toho důvodů má dvojitá keramická vrstva

lepší izolační vlastnosti. Na druhou stranu je větší rozdíl teplotních součinitelů mezi substrátem a krycí vrstvou [5]. Navzdory tomuto faktu je v [18; 21] uvedeno, že zavedením této vrstvy jsou residuální napětí nižší než v povlaku s jednou keramickou vrstvou. Z tohoto důvodu se zdají být tepelné bariéry s dvojitou keramickou vrstvou slibnými nástupci zavedených konvenčních tepelných bariér [9; 18; 20; 21].

### 3.2.2 Funkčně odstupňované povlaky

Smysl funkčně odstupňovaného povlaku (v anglosaské literatuře: Functionally Graded Coatings) spočívá v postupném odstupňování fyzikálních vlastností od materiálu A až po materiál B. Mezi dvěma heterogenními složkami může být obecně až  $n$  vrstev (Obrázek 3). Za účelem snížení zbytkových napětí je obvykle stupňovanou vlastností součinitel teplotní roztažnosti. S různým objemovým poměrem materiálu B v A se však mění i ostatní materiálové charakteristiky dané vrstvy, což může být nežádoucí [22]. Odstupňování se zpravidla realizuje mezi vazebnou a vrchní vrstvou, ale může být použito i mezi jinými vrstvami. Práce [23] se zabývá odstupňováním dvojitě keramické vrstvy, to jest oblastí mezi vrchní (YSZ) a krycí vrstvou (v tomto případě  $\text{La}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$ ).



Obrázek 3 – Funkčně odstupňovaný povlak, zdroj: [22]

Objemový podíl materiálu B v materiálu A v  $i$  vrstvě může být zapsán následovně:

$$V_B = \left( \frac{i-1}{n-1} \right)^m, \quad (3.1)$$

kde  $i$  je číslo aktuální vrstvy,  $n$  je celkový počet vrstev a  $m$  je gradientní exponent [22]. V případě elastické deformace je možno stupňovanou vlastnost v  $i$  vrstvě dopočítat pomocí směšovacího pravidla:

$$\alpha_i = \alpha_B(V_B)_i + \alpha_A(1 - (V_B)_i), \quad (3.2)$$

$$E_i = E_B(V_B)_i + E_A(1 - (V_B)_i), \quad (3.3)$$

kde  $\alpha$  je součinitel teplotní roztažnosti a  $E$  modul pružnosti v tahu [22].

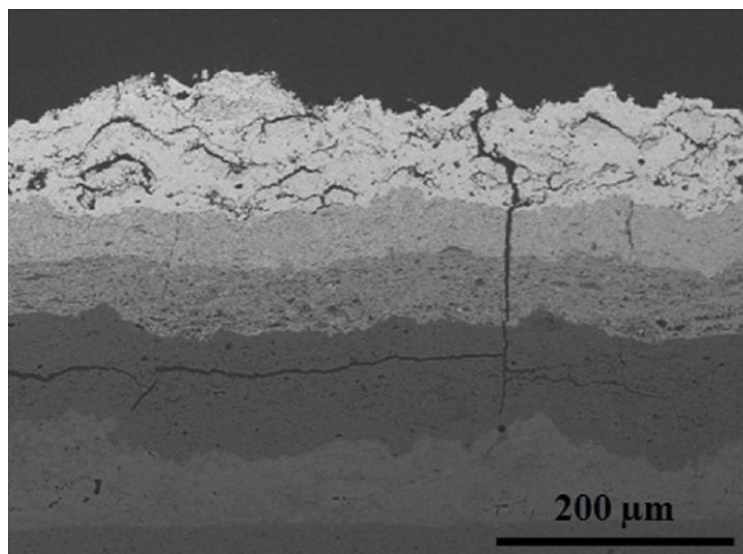
V článku [22] lze také nalézt podobný způsob odstupňování, nazvaný kompozičně odstupňovaný povlak (v anglosaské uváděný jako Compositionally Graded Coating). Tento způsob se od předchozího liší v průběžné změně fyzikální vlastnosti. Nelze v tomto případě

rozlišit jednotlivé vrstvy. Objemový podíl materiálu v závislosti na poloze v povlaku lze vyjádřit:

$$V_B = \left(\frac{z}{t_c}\right)^m, \quad (3.4)$$

kde  $z$  je poloha v povlaku (na ose kolmé k rozhraní) a  $t_c$  je celková tloušťka povlaku.

Na obrázku 4 je zobrazení vícevrstvé environmentální bariéry s odstupňovanými vrstvami mulitu a YSZ. M100 je vrstva pouze z mulitu, M75 je 75 obj. % mulitu a 25 obj. % YSZ, M50 obsahuje 50 obj. % mulitu a 50 obj. % YSZ. Vrchní vrstva byla tvořena oxidem zirkoničitým stabilizovaným oxidem ytřitým (YSZ) a substrát byl tvořen keramikou SiC, na kterou byla nanášena vrstva Si [15].



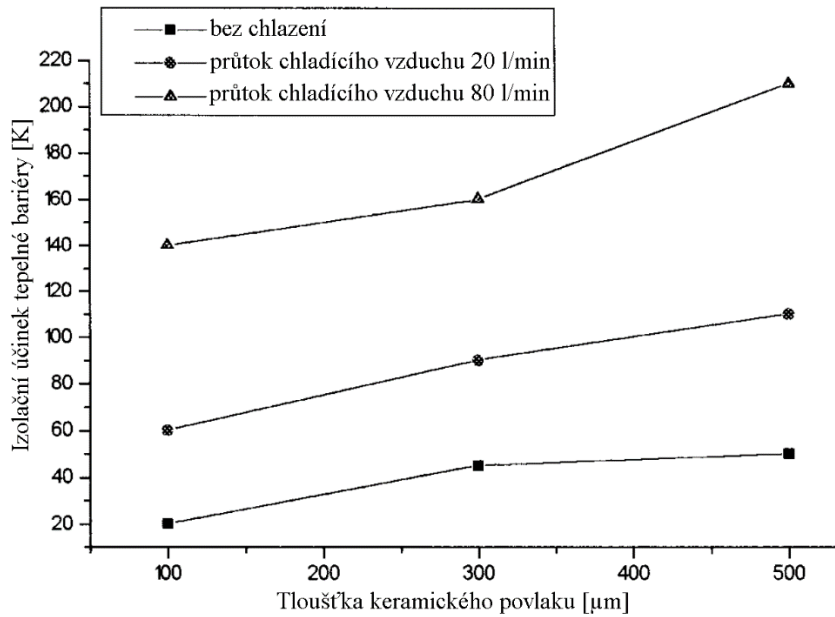
Obrázek 4 – Funkčně odstupňovaný environmentální ochranný povlak, zdroj: [15]

### 3.2.3 Tlusté tepelné bariéry

V článku [16] je uvedeno, že pokud povlak s konvenční kompozicí je tlustší než 800  $\mu\text{m}$ , může se o něm mluvit jako o tlusté tepelné bariéře (Thick Thermal Barrier Coating). Dále je zmíněno, že běžná tloušťka těchto povlaků je 1,5 mm až 2 mm a pomocí technologie SPPS je možno nanést velmi odolný povlak až do tloušťky 4 mm.

Studie o vlivu tloušťky povlaku na jeho izolační schopnosti, byla provedena v [24]. Obrázek 5 prezentuje vztah mezi izolačním efektem, tloušťkou povlaku a rychlostí proudění chladícího plynu (avšak pouze do tloušťky 500  $\mu\text{m}$ ). Z obrázku 5 je zřejmé, že čím tlustší je chlazený povlak, tím lepší jsou jeho izolační vlastnosti. Pro nechlazený povlak nemá zvětšování tloušťky od 300  $\mu\text{m}$  velký vliv.

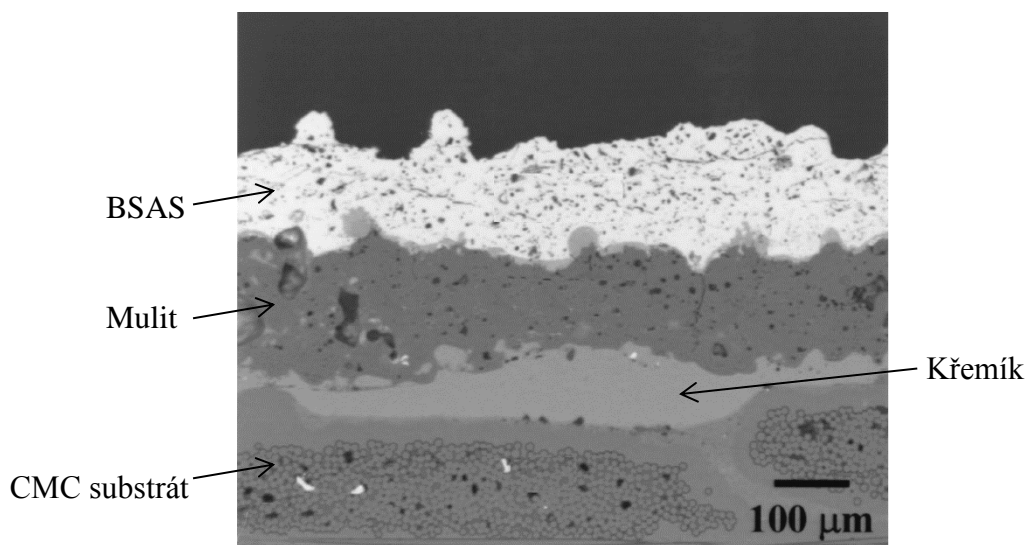
Hlavním problémem souvisejícím s tlustými povlaky je jejich nízká odolnost vůči teplotnímu šoku. Odolnost vůči teplotnímu šoku lze ovlivnit mikrostrukturou povlaku, která může být vylepšena například zavedením segmentovaných trhlin umožňující snést větší přetvoření [25].



Obrázek 5 – Závislost tloušťky povlaku na schopnosti tepelné izolace, zdroj: [24]

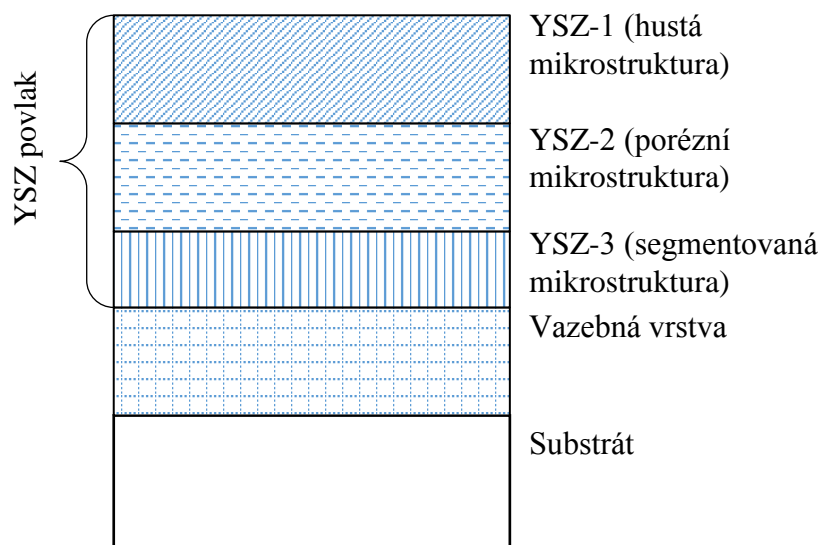
### 3.2.4 Vícevrstvé povlaky

Vícevrstvé povlaky (Multi-layered Coatings) je nadřazený termín, pod který spadají jak výše zmíněné dvojvrstvé keramické povlaky, tak odstupňované povlaky a jejich možné kombinace. Jejich zařazení jako samostatný typ povlaku se uvádí proto, že povlaky mohou být složeny z několika vrstev zcela odlišných materiálů, a tudíž nespádají ani do jedné z předešlých kategorií. Vícevrstvé povlaky jsou předmětem výzkumu jak u tepelných, tak environmentálních bariér, kde každá vrstva je navržena tak, aby adresovala jiný problém spojený s ochrannou funkcí povlaku [26]. Příklad vícevrstvého povlaku environmentální bariéry je na obrázku 6. Obrázek 7 zobrazuje schéma vícevrstvého povlaku, kde je vrchní vrstva složena ze tří různých vrstev YSZ keramiky, které mají rozdílnou mikrostrukturu [27]. Publikace [28] uvádí, že vícevrstvé povlaky mohou mít dvakrát až třikrát delší životnost při cyklickém teplotním zatěžování než konvenční povlaky s jednou keramickou vrstvou.



Obrázek 6 – Vícevrstvá environmentální tepelná bariéra, zdroj: [29]



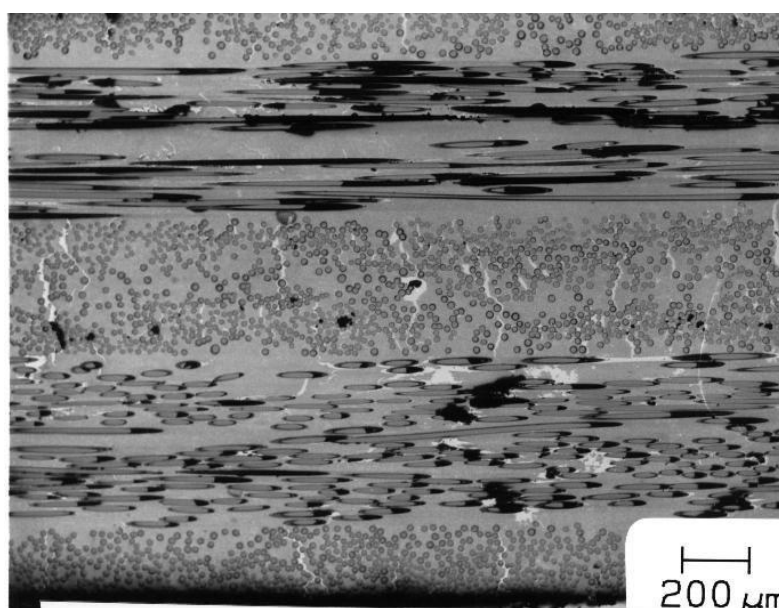


Obrázek 7 – Vícevrstvá struktura vrchní vrstvy tepelné bariéry, zdroj: [27]

### 3.3 Pokročilé materiály povlaků a jejich vlastnosti

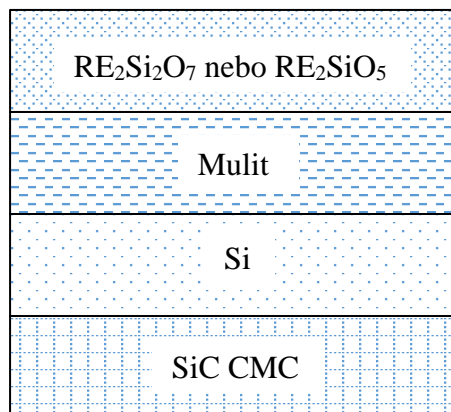
#### 3.3.1 Materiály environmentálních bariér

Jak bylo uvedeno v kapitole 3.1.2 jako základní materiál pro environmentální bariéry slouží bezoxidické křemíkové keramiky  $\text{Si}_3\text{N}_4$  a  $\text{SiC}$ . Tyto materiály se pro zvýšení lomové houževnatosti, tuhosti a zabránění náhlého fatálního selhání součásti vyztužují vlákny (viz Obrázek 8 a Obrázek 6). Zkoumají se vlastnosti matric jak s uhlíkovými vlákny, tak s vlákny vyrobených opět z keramických materiálů, například z karbidu křemíku ( $\text{SiC}$ ) [30]. Obecně se kompozity s keramickými maticemi označují jako CMC (ceramic matrix composite) a jsou definovány jako heterogenní materiály, které mají vnořenou druhou fázi v keramické matici. U CMC materiálů byla zpozorována schopnost zacelit na vzduchu při zvýšených teplotách již existující trhliny. Nejen z tohoto důvodu jsou zajímavé pro možné budoucí využití [31].



Obrázek 8 – CMC substrát s několika vrstvami různě natočených vláken, zdroj: [32]

Pro zlepšení přilnavosti mulitu k SiC substrátu se na základní materiál nanáší vrstva křemíku (Obrázek 6). Kvůli problémům s teplotní roztažností je materiál YSZ nahrazován materiálem BSAS (BaO-SrO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub>), jehož součinitel teplotní roztažnosti je k mulitu bližší [12; 14]. BSAS trpí výraznou degradací nad teplotami přesahující 1 400 °C. V [12] jsou ukázány snímky vzorků ze zkoušky po 1 000 hodinách při 1 300 °C za zvýšeném obsahu vodních par. Z těchto snímků je patrné, že již po této době se ve vrchní BSAS vrstvě vytvořily póry a trhliny.



Obrázek 9 – Schematické znázornění složení environmentální bariéry s vrchní vrstvou z prvků vzácných zemin, zdroj: [14]

Za účelem vylepšení životnosti povlaků a překonání jejich omezení, se uvažuje využití křemičitých sloučenin s prvky vzácných zemin. Příklad takového povlaku je znázorněn na obrázku 9. Díky nízké tepelné vodivosti a schopnosti vydržet teploty bezmála 1 500 °C, jsou považovány za nadějnou alternativu k dříve zavedeným povlakům [33]. Využití by našly nejen jako vrchní vrstva, ale také jako mezivrstva ve vazebné vrstvě povlaku. Nicméně silikáty s prvky vzácných zemin snadno reagují s tak zvanými kalcium-magnesium-aluminosilikáty (označované jako CMAS). CMAS vstupují do plynové turbíny spolu s nasávaným vzduchem, když se ocitne v písčitém prostředí nebo v prostředí bohatém na sopečný popel. Uvnitř turbíny se tyto částice částečně nebo zcela roztaví. Natavené částice mají malou viskozitu a snadno infiltrují póry vrchní vrstvy povlaku, kde jednak rozpouští materiál vrchní vrstvy a jednak při tuhnutí porušují integritu vrchní vrstvy vlivem odlišné teplotní roztažnosti [14]. V článku [14] je uvedeno několik možných silikátových sloučenin s prvky vzácných zemin, které byly zkoumány. Jmenovitě RE<sub>2</sub>SiO<sub>5</sub> a RE<sub>2</sub>Si<sub>2</sub>O<sub>7</sub>, kde RE = Y, Yb, Lu, a Gd. Schematické znázornění tohoto povlaku je uvedeno na obrázku 9. Dále je uvedeno, že Y, Yb a Lu křemičitany (silikáty) vykazují lepší teplotní a korozní (vodní pára, roztavené soli) odolnost v porovnání s BSAS. Ale je třeba počítat s nižšími hodnotami součinitelů tepelných roztažností [14].

### 3.3.2 Materiály tepelných bariér

Jak již bylo zmíněno výše, nejčastěji používané typy vazebných povlaků jsou založeny na tak zvaných MCrAlX [34]. Pro překonání nedostatků a vylepšení konvenčních tepelných bariér (MCrAlX/YSZ) se kromě různých skladeb vrstev zkoumají materiály nahrazující nebo překrývající vrchní vrstvu. Práce [5; 34] dává přehled o nových skupinách materiálů, které by se mohly uplatnit jako vnější (vrchní) vrstva TBC. Mezi nejzajímavější materiály patří pyrochlóry, perovskity a hexaalumináty. Předchozí zkoumání těchto sloučenin s vysokou teplotou tání vykazuje dobré fyzikální vlastnosti. Tepelná vodivost je srovnatelná nebo dokonce nižší než u YSZ a také mají vysokou teplotní stabilitu. Součinitel teplotní roztažnosti je však obvykle nižší než u YSZ, což vede k vyšším zbytkovým napětím v TBC v případě, kdy základní materiál a vazebná vrstva mají vyšší součinitele teplotní roztažnosti (kolem  $15 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ). Navíc

je pozorována nižší houževnatost těchto materiálů [34]. Ve výsledku je životnost povlaků s výše zmíněnými materiály horší, při použití jako náhrady YSZ [35].

Za zmínění stojí pyrochlórové sloučeniny, jelikož pro teploty vyšší než 1 300 °C nabízí materiály se strukturou  $A_2B_2O_7$  velmi dobré vlastnosti v porovnání s YSZ. Vyznačují se nižší tepelnou vodivostí a lepší teplotní stabilitou. Široce zkoumané jsou zirkonáty sloučené s prvky vzácných zemin  $Ln_2Zr_2O_7$ , kde Ln je La, Gd, Sm, Nd, Eu a Yb. Některé sloučeniny hafnia ( $La_2Hf_2O_7$ ) a céria ( $La_2Ce_2O_7$ ) jsou taktéž předmětem výzkumu jako materiály pro tepelné bariéry [5]. Zdá se, že nejlepší materiál mezi pyrochlóry je  $La_2Zr_2O_7$ , kvůli jeho nízké tepelné vodivosti ( $1,56 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) a nízkému sklonu ke spékání. Jeho nedostatkem je relativně nízká teplotní roztažnost ( $9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) v porovnání s YSZ (až  $11 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ). Z tohoto důvodu ( $La_2Zr_2O_7$  ani  $La_2Ce_2O_7$ ) nelze použít jako vrchní vrstva jednovrstvé keramiky, jelikož vykazuje ještě horší vlastnosti při teplotním cyklickém teplotním zatížení než vrchní vrstva ze standardního YSZ (viz Obrázek 2). Proto se v [5] navrhuje jeho použití ve dvouvrstvém keramickém povlaku jako krycí vrstva v současnosti běžně používaného YSZ. Některé pyrochlóry jsou podle [36] více odolné vůči CMAS poškození než YSZ keramika.

Je třeba poznamenat, že mechanické vlastnosti jednotlivých materiálů významně záleží na technologii nanášení a jejich mikrostruktúře (například pórovitost). Nejen z tohoto důvodu jsou použité materiálové charakteristiky uvedeny vždy v příslušné kapitole.

## 3.4 Technologie nanášení povlaků

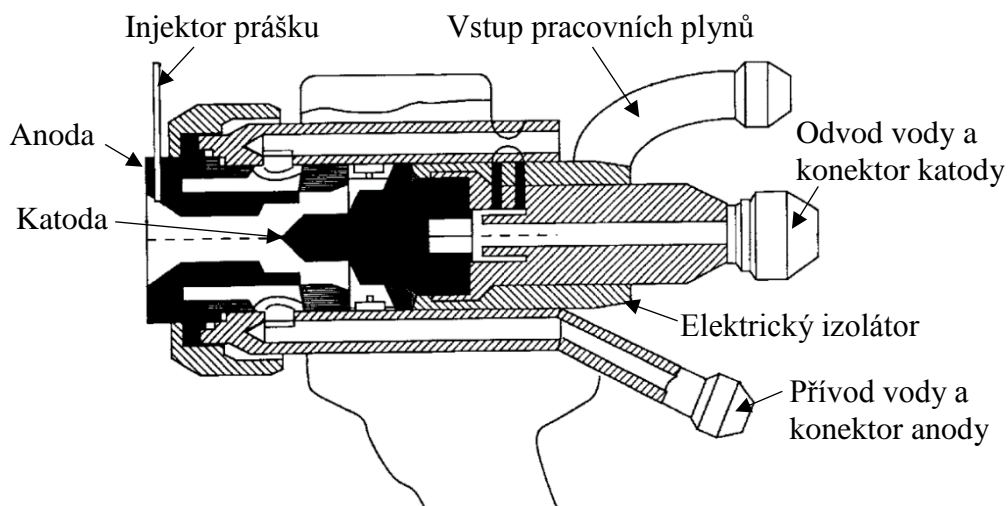
Nejvíce používanými technologiemi nanášení tepelných a environmentálních bariér jsou plazmové nástřiky (Plasma Spraying, zkráceně PS) a depozice odpařováním pomocí elektronového paprsku (Electron Beam Physical Vapor Deposition, neboli EB-PVD). Za účelem lepšího porozumění textu, v této kapitole zazní jejich krátký popis a jejich porovnání zejména z hlediska jejich mikrostruktury, která má přímý vliv na mechanické vlastnosti [10].

### 3.4.1 Nanášení tepelných bariér plazmovým nástřikem

K zahřátí a roztavení nanášeného materiálu se v těchto procesech využívá elektricky generovaného plazmatu. Tloušťka nanášené vrstvy může být v řádech mikrometrů až několik milimetrů. Je možno nanášet různé druhy materiálů včetně kovů a keramik, které vstupují do proudu plazmy typicky v podobě prášku nebo méně často jako suspenze (směs kapaliny a pevných částic). V proudu plazmy, kde se teplota pohybuje kolem  $10^4 \text{ K}$ , je materiál roztaven a hnán směrem k substrátu. Kapky roztaveného materiálu, dopadnou na substrát a rychle tuhnou. Vzájemné působení nanášených částic s plazmou a následně se substrátem ovlivňuje mnoho technologických parametrů. Tyto parametry zahrnují typ nanášeného materiálu, složení plynu použitého k vyvolání plazmatu, rychlost proudění částic, energie plazmatu, vzdálenost trysky hořáku od substrátu, chlazení substrátu a další [37]. Schematické znázornění hořáku pro atmosférický plazmový nástřik je na obrázku 10.

V současnosti existuje několik technologických postupů pro nanášení ochranných povlaků plazmovým nástřikem, z nichž nejrozšířenější je atmosférický plazmový nástřik (Atmospheric Plasma Spraying, APS). Atmosférický plazmový nástřik je prováděn za normálního tlaku ve vzduchu. Pracovní plyn tvoří obvykle argon nebo směs argonu s vodíkem, héliem nebo dusíkem. Po roztavení částice a jejím narázu na substrát se částice zploští a vytvoří skvrny, jež rychle tuhnou. V anglosaské literatuře je pro tyto skvrny často používaný termín „splats“ [16; 37]. Povlaky nanášené metodou APS se vyznačují pórovitou mikrostrukturou (obvykle

10 až 20 %) s přítomností mikrotrhlin. Struktura povlaku je obvykle laminární [10; 16; 37]. Za účelem vylepšení vlastností plazmou nanášených povlaků jsou vyvíjeny nové druhy nástřiku při nízkých okolních tlacích, jelikož v takovémto prostředí je rychlost oxidace tavicího se prášku nižší a kvůli nižšímu odporu vzduchu umožňuje dosáhnout vyšší rychlosti částic [37].



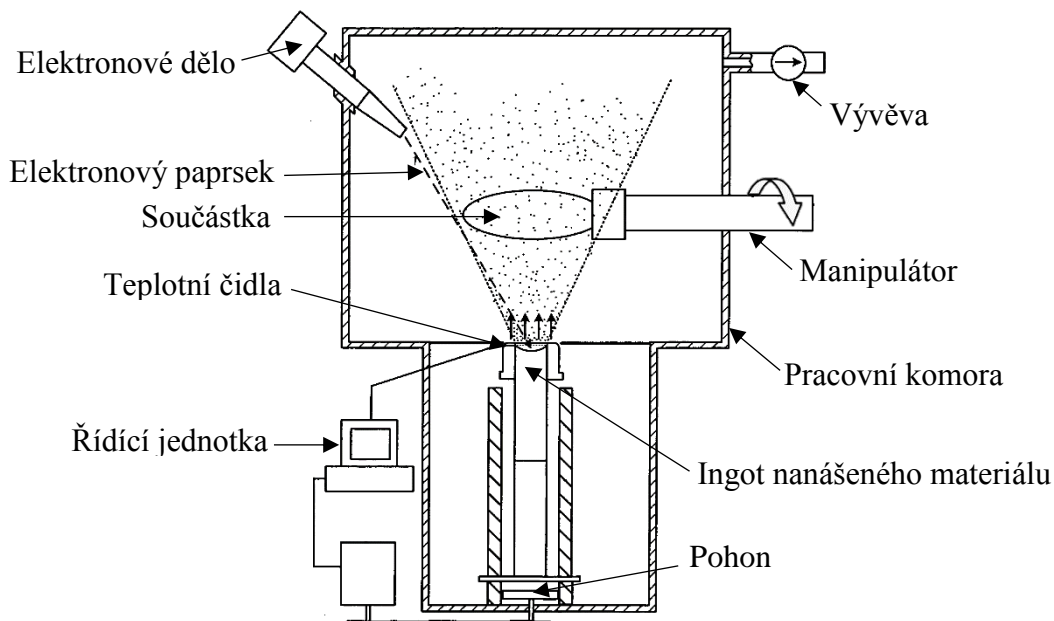
Obrázek 10 – Schematické znázornění hořáku pro nanášení povlaku technologií APS, zdroj: [4]

Obecně je uznáváno, že čím menší je roztavená částice, tím kvalitnější mikrostruktury se dosahuje. To vede k vylepšení mechanických vlastností jako je pevnost a tvrdost. V praxi je ale nemožné použít jemnější prášek než 5–10  $\mu\text{m}$  kvůli efektu povrchových sil na proud prášku. Částečně kvůli eliminaci tohoto vlivu byl vyvinut plazmový nástřik suspenze [37].

### 3.4.2 Fyzikální depozice pomocí elektronového paprsku

Při tomto procesu, který se zkráceně nazývá EB-PVD (z anglického názvu Electron Beam Physical Vapour Deposition), se do vakuové komory umístí součástka, která je zbavena nečistot. Elektronový paprsek dopadá na ingot materiálu určený k nanášení. Nanášený materiál, který je zahřátý na dostatečně vysokou teplotu, se začne odpařovat. Tyto odpařené částice materiálu se usazují na povrchu základního materiálu, kde následně tuhnou (viz Obrázek 11). Během nanášení povlaku součástka v komoře rotuje, za účelem zajištění rovnoměrné tloušťky nanášené vrstvy. Pro vylepšení vazby mezi povlakem a substrátem je součástka obvykle ohřívána [10; 37; 38].

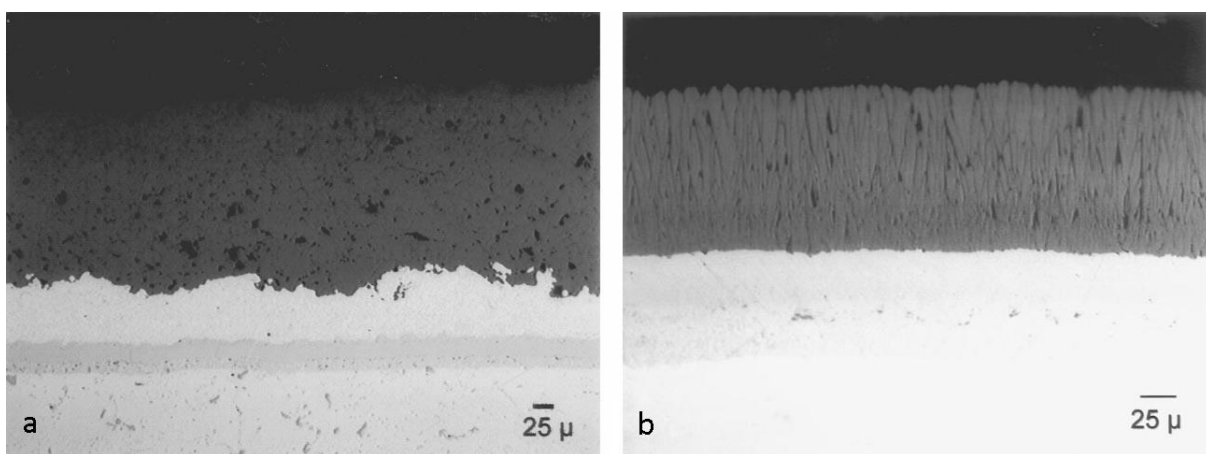
Struktura povlaku nanášeného technikou EB-PVD je velmi odlišná od metody APS. Při nanášení povlaku fyzikální depozicí má nanášená vrstva tvořena podlouhlými zrny, která jsou kolmá k povrchu základního materiálu (Obrázek 12b). Vazby zrn jsou silnější k základnímu materiálu než mezi jednotlivými zrny. Adheze mezi nanášeným povlakem a substrátem je vyšší při použití metody EB-PVD než u povlaků nanášených metodou plazmového nástřiku. To je dáno tím, že při použití fyzikální depozice vzniká mezi základním materiálem a povlakem chemická vazba. U plazmových nástřiků je přilnavost povlaku k substrátu zajištěna mechanicky zdrsňením základního povrchu [6].



Obrázek 11 – Schematické znázornění principu metody EB-PVD, zdroj: [39]

### 3.4.3 Porovnání APS a EB-PVD

Dobré vlastnosti EB-PVD povlaku oproti APS spočívají v jeho sloupcovité struktuře, díky které lépe snáší rozdíl součinitelů teplotní roztažnosti s ostatními vrstvami. Specifická mikrostruktura EB-PVD se projevuje tolerancí vůči přetvoření. V anglosaské literatuře je tento pojem často označován jako „strain tolerant“. Tato výhoda je důležitá pokud jde o životnost povlaku [38]. Na rozdíl od předchozího způsobu nanášení je struktura nanášená technikou APS laminární. Skládá se z tak zvaných skvrn (výše zmíněné „splats“) a obsahuje množství imperfekcí. Mikrostruktura povlaku nanášeného technikou APS je zobrazena na obrázku 12a, na kterém si lze všimnout charakteristického drsného rozhraní mezi vazebnou a vrchní vrstvou. Na obrázku 12b je dobře patrná sloupcovitá struktura získaná EB-PVD. Zejména pro části vysokotlakých stupňů turbín, kde se vyskytují nejvyšší napětí, mají součásti s EB-PVD povlaky delší životnost. V práci [10] je ukázáno, že EB-PVD povlaky mají o 80 % delší životnost než povlaky nanášené technikou APS. Výsledky APS povlaků jsou zřetelně horší, což je mimo jiné spojeno také s řízením procesu nanášení [10].



Obrázek 12 – Typická mikrostruktura povlaku nanášeného technikou a) APS, b) EB-PVD, zdroj: [20]

Další výhoda EB-PVD při nanášení povlaku turbínových lopatek je, že díky povaze procesu nanášení zůstávají chladicí otvory otevřené a kromě toho EB-PVD metoda vede k aerodynamicky hladkému povrchu. Tím pádem odpadá potřeba po dokončovacích operacích (leštění, lapování, zprůchodnění chladicích děr) [38].

Na druhou stranu je třeba zmínit i výhody APS metody. Jednou z nich je například nižší tepelná vodivost (přibližně  $1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) než u povlaků vyrobených metodou EB-PVD (kolem  $2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) [38]. Příčina tohoto rozdílu spočívá v mikrostruktuře APS povlaku, kde jsou přítomny póry a trhliny rovnoběžné s rozhraním. Další výhody technologie APS jsou spíše spojené s ekonomickými hledisky než s kvalitou naneseného povlaku. Investiční náklady stejně jako náklady na provoz jsou u technologie APS nižší. Jinou výhodou této technologie je, že hořák pro plazmový nástřik není umístěn napevno, ale může se volně pohybovat. Manipulace se součástí je proto méně riziková a je možné nanést povlak i na rozměrné součásti. U fyzikální depozice je velikost součásti omezena velikostí vakuové komory, ale na rozdíl od technologie APS je možné nanášet povlak na několik menších součástí naráz v jedné komoře [10].

Za zmínku stojí ještě další technologické procesy, které mají zvýšit účinnost, rychlost depozice, vylepšit mikrostrukturu a především zlevnit výrobu. Například se jedná o přímou depozici napařováním (direct vapor deposition, DVD), dále pak procesy nazývané v anglosaské literatuře jako: plasma spraying-physical vapor deposition (PS-PVD), sol-gel process, metal-organic chemical vapor deposition (MOCVD), high-velocity oxy-fuel (HVOF) Spraying, Suspension plasma spray (SPS), Low pressure plasma spraying (LPPS) a Solution precursor plasma spraying (SPPS) [34; 4].

## 4 Rešeršní studie

Pro vyšetřování residuálních napětí a přenosu tepla je běžně používaným nástrojem metoda konečných prvků. Analytické výpočty jsou používány zejména pro funkčně stupňované povlaky s  $n$  vrstvami. Využívá se přitom klasické nosníkové teorie [40] nebo klasické laminátové teorie [41]. Rešeršní studie podává přehled, jakým způsobem uvedení autoři řešili problematiku residuálních napětí v ochranných povlacích.

V numerických výpočtech se prostorová geometrie povlaku zjednodušuje na rovinný 2D model. V uvedených studiích si lze povšimnout několika přístupů modelování rozhraní mezi vazební a vrchní vrstvou. Prvním je zjednodušení komplikovaného rozhraní přímkou či úsečkou. Dalším způsobem je použití různých křivek jako sinusoidy, kosinusoidy, kruhových oblouků a podobně. Poslední způsob se snaží, o co nejvěrnější napodobení reálného rozhraní. Za tímto účelem se používají skutečné snímky ze SEM (viz práce [42]) nebo snímky získané z generátoru umělé morfologie.

V oblasti plazmou nanesených tepelných bariér se residuální napětí rozlišuje na čtyři složky. V práci [19] lze nalézt následující způsob rozdělení jednotlivých složek: napětí vzniklé rychlým ochlazením nanesené částice (quenching stress,  $\sigma_q$ ), teplotní zbytkové napětí (thermal mismatch stress,  $\sigma_t$ ) a napětí způsobené fázovou přeměnou (phase transformation stress,  $\sigma_p$ ). Celkové residuální napětí může být tedy zapsáno následovně:

$$\sigma = \sigma_q + \sigma_t + \sigma_p. \quad (4.5)$$

Autor v práci [19] definuje  $\sigma_q$  jako napětí, které vzniká, když teplejší kapka roztaveného materiálu zasáhne chladnější podklad. Pro křehké keramické povlaky může být analyticky vypočítané  $\sigma_q$  vyšší než to skutečné, jelikož mikrotrhliny vyskytující se v příslušné vrstvě, mohou tento typ napětí v určité míře uvolnit [43]. Napětí  $\sigma_q$  může být vyjádřeno:

$$\sigma_q = \alpha_c (T_m - T_s) E_c, \quad (4.6)$$

kde  $\alpha_c$  je součinitel teplotní roztažnosti povlaku,  $T_m$  je teplota tání sprejovaného materiálu,  $T_s$  je teplota substrátu během sprejování a  $E_c$  je modul pružnosti povlaku [19].

Další část residuálního napětí v povlaku ihned po nasprejování je teplotní zbytkové napětí. Toto napětí se v povlaku vytvoří kvůli různým součinitelům teplotní roztažnosti jednotlivých vrstev, během ochlazování na teplotu okolí. Pro rovinný model tepelné bariéry, může být teplotní residuální napětí  $\sigma_t$  na povrchu povlaku vyjádřeno jako:

$$\sigma_t = \Delta\alpha \cdot \Delta T \cdot E_c \frac{1 + \nu}{1 - \nu^2}, \quad (4.7)$$

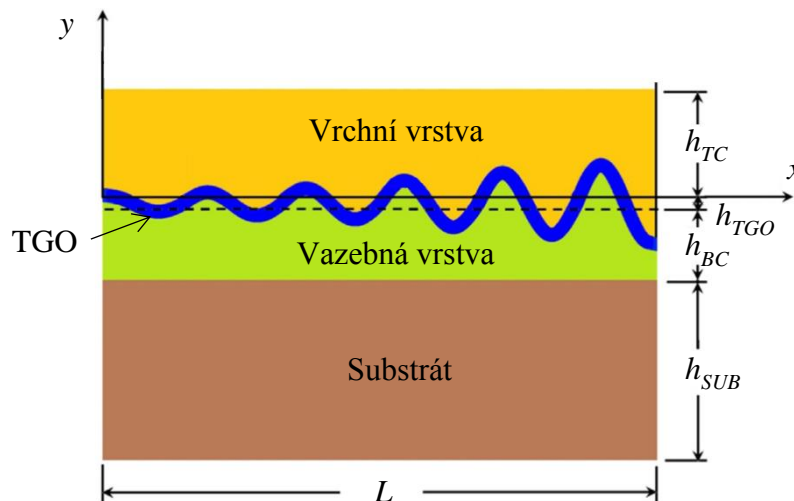
kde  $\Delta\alpha$  je rozdíl součinitelů teplotní roztažnosti mezi substrátem a povlakem,  $\Delta T$  teplotní rozdíl po ochlazení a  $\nu$  je Poissonův poměr povlaku. Analytické řešení neuvažuje efekt tloušťky povlaku. Rovnice (4.7) proto nemusí být platná pro tlusté povlaky [19].

Napětí způsobené fázovou přeměnou  $\sigma_p$  je obvykle při sprejování zapříčiněný tuhnutím kapalných částic nebo transformace tuhé fáze, se kterou je spojena změna krystalické mřížky a tím i změna objemu. Při modelování povlaku, který obsahuje materiál YSZ, je možné uvažovat napětí od fázové přeměny jako nepodstatné, jelikož jedním z důvodů, proč se oxid zirkoničitý stabilizuje oxidem yttritým, je právě potlačení fázové přeměny  $ZrO_2$  [19].

Vliv tvaru rozhraní a tloušťky TGO na zbytkové napětí v tepelných bariérách nanesených plazmovým nástřikem bylo zkoumáno v práci [8]. V jejich práci byla pro zkoumání různých tvarů TGO vrstvy mezi horní a vazební vrstvou využita kosinusoida se zvyšující se amplitudou (Obrázek 13). Materiály substrátu, vrchní vrstvy a TGO byly elastické, materiál vazebné vrstvy elastoplastický. Ochlazování povlaku probíhalo z teploty 1 000 °C na pokojovou teplotu,



příčmě všechny materiály byly teplotně závislé. Práce dále potvrdila, že substrát má významný vliv na hodnoty a rozložení zbytkového napětí podél zvlněného rozhraní. Ze získaných výsledků bylo zjištěno, že čím větší je tloušťka TGO vrstvy, tím větší je zbytkové napětí v povlaku. Dále se ukázalo, že amplituda zvlněného rozhraní má významný vliv na rozložení residuálních napětí. Autoři pro lepší popis komplikovaného rozhraní navrhuji zavedení hybridního parametru, který by popisoval kombinaci vlnové délky a amplitudy [8].



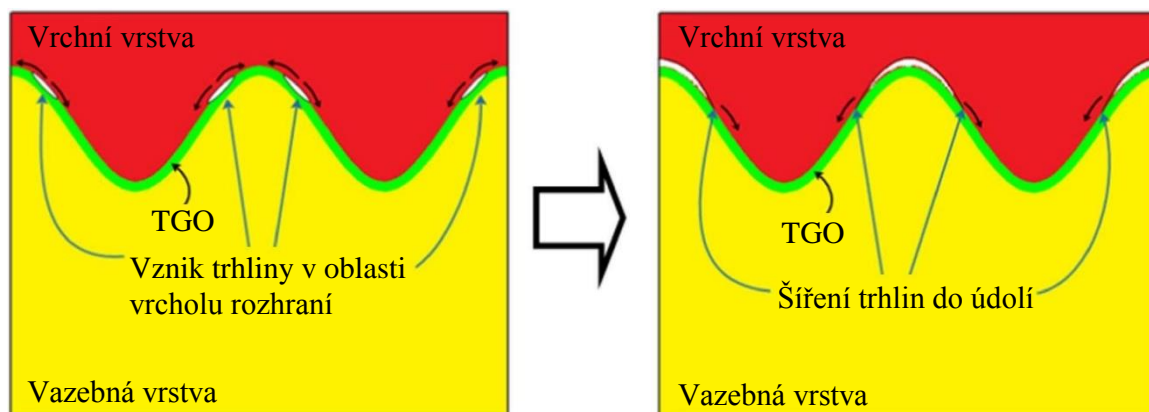
Obrázek 13 – Rozhraní mezi povlaky ve tvaru kosinusoidy se zvyšující se amplitudou, zdroj: [8]

Zhu et al. v [44] studoval vliv tvaru TGO vrstvy na rozložení a vývoj napětí při cyklickém teplotním zatížení. K tomuto účelu byl vyvinut zjednodušený 3D model lopatky turbíny s tepelnou bariérou. TGO vrstva byla vytvořena zvlněnou křivkou, a to jen v těch místech lopatky, které měly malou křivost. Ve výpočtu byly také uvažovány vlivy procesu nanášení povlaku, creepu a elastoplastického chování. Ukázalo se, že vývoj napětí je úzce spjatý s historií zatěžování. Tahová napětí vznikají na špičkách vln rozhraní TGO a vazebné vrstvy. Úroveň napětí na rozhraní TGO a vazebné vrstvy je mnohem větší než na rozhraní TGO a vrchní vrstvy. Bylo prokázáno, že vliv amplitudy na rozložení napětí je větší než vliv tloušťky TGO vrstvy, což může být připisováno vlivu křivosti lopatky. Bylo potvrzeno, že napětí rostou se vzrůstající tloušťkou oxidové vrstvy. V případě tlusté TGO vrstvy a velké amplitudy, oblast tlakových napětí v údolí se stane širší a oblast tahových napětí na špičkách užší. V těchto oblastech s vysokými tahovými napětími se může iniciovat trhlinka, která se může dále šířit. Na druhou stranu, trhlinka se v oblastech údolí nebo nad údolím nemůže šířit kvůli vysokým tlakovým napětím, což může ovlivnit životnost tlakového povlaku a oddálit jeho delaminaci [44].

Residuální napětí v tepelné bariéře při cyklickém teplotním zatížení bylo zkoumáno v práci [45]. Za účelem posouzení úrovně a rozložení residuálních napětí podél všech rozhraní povlaku, byl vyvinut model s vlnovým rozhraním mezi vrchní a vazebnou vrstvou (respektive TGO vrstvou). Z této studie plyne několik závěrů. Jedním z nich je velmi malý vliv počtu cyklů na napětí v povlaku pro model bez uvážení růstu TGO vrstvy. A to jak v homogenním, tak v nehomogenním teplotním poli. Maximální napětí se nacházela v okolí špiček a minima v oblasti údolí. Velikosti složek napětí vzrůstají se vzrůstající tloušťkou a amplitudou zvlnění TGO vrstvy. Pokud tloušťka TGO je velká a amplituda malá, v oblasti kolem špičky je tlakové napětí. Maximální tahové napětí na rozhraní TGO a vrchní vrstvy je pro nehomogenní teplotní pole větší než pro homogenní teplotní pole, zatímco maximální tlakové napětí pro nehomogenní teplotní pole jsou menší než pro homogenní teplotní pole. Z toho je možné usoudit, že trhlinky vzniknou nejdříve v oblasti pod špičkou zvlněného rozhraní. Poté se rozšíří až na vrchol (špičku) a do údolí (viz Obrázek 14). Trhlinky mají tendenci potkávat se v oblasti špičky

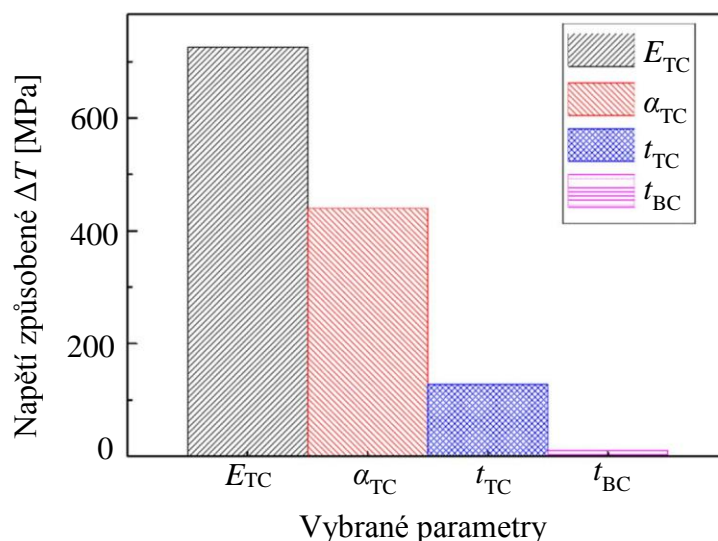


zvlněného rozhraní s ostatními, odkud pokračují do údolí, dokud nepotkají větší tlakové napětí, kde pod jeho vlivem uváznou [45].



Obrázek 14 – Schematické znázornění vzniku a šíření trhlín podél rozhraní TGO a vrchní vrstvy [45]

Jang Gyun Lim et al. v práci [9] se zabývali výpočtem zbytkových teplotních napětí v povlaku připraveného technikou plazmového nástřiku. A to za provozních podmínek, z přítomnosti TGO vrstvy, zvlněného tvaru rozhraní, vyčerpání zásoby hliníku v materiálu (pro rozvoj  $\text{Al}_2\text{O}_3$  vrstvy), creepu a elastoplastické deformace. Jejich výsledky potvrdily, že oblast špičky vlnovitého rozhraní je běžně predikováno jako místo s velkým rizikem iniciace trhliny. Dále bylo potvrzeno, že pozice maximálních teplotních residuálních napětí se posune do údolí, pokud je modul pružnosti vrchní vrstvy  $E_{TC}$  v rozmezí od 160 do 300 GPa s koeficientem teplotní roztažnosti  $\alpha_{TC} = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ . V jejich práci byla provedena parametrická studie pro zjištění citlivosti čtyř parametrů na teplotní zbytkové napětí. Byl to modul pružnosti vrchní vrstvy  $E_{TC}$ , součinitel teplotní roztažnosti vrchní vrstvy  $\alpha_{TC}$ , tloušťka vrchní  $t_{TC}$  a vazebné vrstvy  $t_{BC}$ .



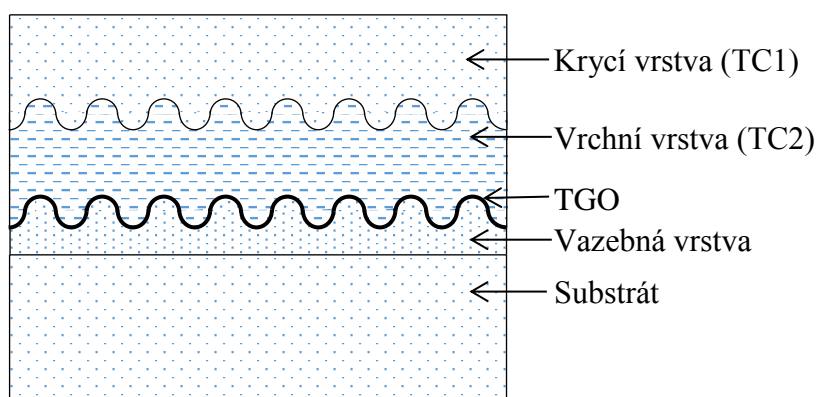
Obrázek 15 – Velikost vlivu různých parametrů na zbytkové teplotní napětí, zdroj: [9]

Ukázalo se, že teplotní zbytkové napětí je více citlivé na materiálové charakteristiky než geometrii povlaku. Nejlepší kombinací pro snížení zbytkového napětí je tedy nízká hodnota  $E_{TC}$  a co nejmenší rozdíl  $\alpha_{TC}$  s ostatními vrstvami. Ze všech uvedených parametrů nejvíce ovlivňuje velikost zbytkového napětí modul pružnosti vrchní vrstvy  $E_{TC}$ . Za ním následuje součinitel teplotní roztažnosti vrchní vrstvy  $\alpha_{TC}$ , poté tloušťka vrchní  $t_{TC}$  vrstvy a nejméně je

residuální napětí ovlivněno tloušťkou vazebné vrstvy  $t_{BC}$  (Obrázek 15). Z toho vyplývá, že teplotní residuální napětí lze nejspíše ovlivnit materiálovými charakteristikami, méně snadno geometrickými parametry. Autoři navrhují pro snížení residuálních napětí v povlaku, se skladbou vazebná a vrchní vrstva, zmenšit tloušťku vrchní vrstvy ( $t_{TC}$ ) a naopak zvětšit tloušťku vazebné vrstvy ( $t_{BC}$ ).

Zbytková napětí při procesu nanášení plazmovým nástřikem v dvojitém keramickém povlaku ( $\text{La}_2\text{Zr}_2\text{O}_7/8\text{YSZ}$ ) zkoumal Wang et al. v práci [18] za použití metody konečných prvků a využití techniky Birth and Death elementů. Bylo předpokládáno, že residuální napětí se skládá z napětí způsobeného rychlým ochlazením a teplotního residuálního napětí. Výsledky ukázaly, že napětí se zvyšuje, pokud se zvyšuje doba nástřiku. Bylo zjištěno, že maximální tlakové radiální napětí (válcový vzorek) se snižuje, pokud se povlak ochlazuje déle z vysoké teploty na teplotu okolí. Navíc se snížilo maximální axiální tahové napětí, pokud se povlak ochlazoval na okolní teplotu. Zkoumáno bylo také zbytkové napětí dvojitého keramického povlaku s defekty, které v povlaku fungují jako lokální koncentrátoři napětí. V jejich práci byly porovnány zbytková napětí v klasickém jednovrstvém keramické tepelné bariéře (vrchní vrstva z 8YSZ) s dvojitou keramickou vrstvou (vrchní a krycí vrstva z  $\text{La}_2\text{Zr}_2\text{O}_7/8\text{YSZ}$ ). Autoři uvádí, že residuální napětí v povlaku s dvojitou keramickou vrstvou jsou nižší než v povlaku s jednou keramickou vrstvou.

Dvojitými keramickými povlaky se zabýval také Meng Han et al. v práci [17]. Zkoumali vliv mechanických parametrů vrchní vrstvy povlaku na rozložení zbytkového napětí. Konkrétně se zjišťoval účinek modulu pružnosti a součinitele teplotní roztažnosti keramické vrstvy nacházející se pod krycí vrstvou (na obrázku 16 je to vrstva TC2). Tloušťka každé keramické vrstvy byla rovna  $150\ \mu\text{m}$  a nerovnosti rozhraní byly připodobněny vlnovce tvořenou polokružnicemi (viz Obrázek 16). Dále prováděli optimalizaci materiálových parametrů (modul pružnosti a součinitel teplotní roztažnosti) vrstvy TC2. Cílem optimalizace bylo dosáhnout co nejmenšího napětí v TGO vrstvě a zajistit, aby napětí v krycí vrstvě (TC1) bylo v potřebném rozmezí. Ze získaných poznatků bylo zjištěno, že vrchní keramická TC2 přispívá ke zmírnění napětí v krycí TC1 vrstvě. Velký vliv na tento efekt má hodnota součinitele teplotní roztažnosti vrchní TC2 vrstvy. Jeho hodnota by proto neměla být ani vysoká, ani příliš nízká. Z optimalizačního procesu byly získány hodnoty modulu pružnosti a součinitele teplotní roztažnosti, které byly blízké hodnotám běžně používaného materiálu 8YSZ. Což potvrdilo vhodnost tohoto materiálu pro použití v dvojitých keramických povlacích.

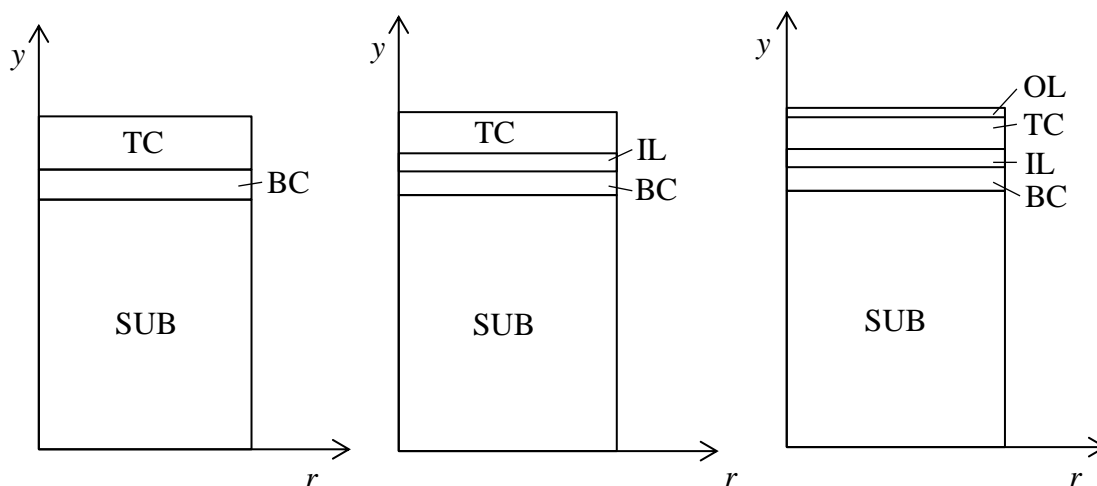


Obrázek 16 – Vlnkový tvar rozhraní krycí a vrchní vrstvy, zdroj: [17]

Výše zmíněné práce se zaměřují zejména na rozložení zbytkových napětí v povlaku, ale bez většího důrazu na optimalizaci skladby povlaku ve smyslu tloušťky vrstev. Podrobněji bude

nyní pojednáno o práci [19], jelikož se tematicky nejvíce blíží náplni této diplomové práce. Práce [19] se zabývá návrhem a optimalizací struktury tepelné bariéry s dvojitou keramickou vrstvou. Bylo uvažováno, že ochranný povlak je připraven technikou atmosférického plazmového nástřiku (APS). Optimalizace byla provedena ve smyslu dosáhnout co nejmenšího residuálního napětí a co největší tepelné izolace. Optimalizovanou veličinou byly tloušťky jednotlivých vrstev. K výpočtům a optimalizaci byla použita metoda konečných prvků. Výpočty byly provedeny pro válcový vzorek (průměr 25 mm, výška 6 mm) a ve výpočtu bylo využito osové symetrie (viz Obrázek 17) [19].

Při výpočtu bylo uvažováno několik předpokladů: 1) Všechny vrstvy jsou homogenní a izotropní, v žádné vrstvě nejsou defekty a rozhraní mezi dvěma vrstvami je ploché, bez defektů nebo zvlnění. 2) Vrchní vrstva přenáší teplo ze vzduchu konvekcí a přenos tepla zářením nebyl uvažován. 3) Creep a plastické deformace jsou zanedbatelné a nebyly brány v úvahu. 4) Bylo předpokládáno, že keramická vrstva je lineárně elastická. Trhlina se může objevit, pouze pokud napětí přesáhne mez kluzu, a tudíž povlak ztrácí funkčnost. 5) Výsledné residuální napětí se ve výpočtech skládalo z residuálního teplotního napětí a napětí způsobeného rychlým ochlazením [19].



Obrázek 17 – Geometrie modelů použité v práci [19], SUB – Substrát, BC – Vazebná vrstva, IL – Mezivrstva, TC – Vrchní vrstva, OL – Krycí vrstva, osa y je osou symetrie

Struktura povlaků byla zkoumána od jednoduššího případu po složitější. To znamená, že nejdříve byl optimalizován povlak složený pouze z vrchní vrstvy YSZ (TC), vazebné vrstvy NiCoCrAlY (BC) a niklové slitiny (SUB) jako substrátu (povlak je dále značen jako YSZ/BL). V dalším kroku byla na základě předešlých výsledků mezi vrchní a vazebnou vrstvou vložena mezivrstva (IL). Ta byla složena 50 hm. % YSZ a 50 hm. % NiCoCrAlY (dále označován jako YSZ/IL/BL). Tloušťka mezivrstvy a vrchní vrstvy v YSZ/IL/BL povlaku byla rovna optimalizované tloušťce YSZ vrstvy z případu YSZ/BL. Poslední typ povlaku obsahoval oproti předchozímu krycí vrstvu (LC) z materiálu  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$ , která se nacházela na vrchním povlaku (dále uváděno jako LC/YSZ/IL/BL). Tloušťka YSZ a  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$  vrstvy byla rovna opět tloušťce YSZ vrstvy z YSZ/BL povlaku. Schematické znázornění povlaků je patrné na obrázku 17 [19].

Jednotlivé tloušťky vrstev byly vyjádřeny poměrově vzhledem k tloušťce substrátu. Tloušťka vazebné vrstvy byla vyjádřena jako  $n_1 = t_{BL}/t_S$ , kde  $t_{BL}$  je tloušťka vazebné vrstvy a  $t_S$  tloušťka substrátu. Obdobné pro vrchní YSZ vrstvu  $n_2 = t_Y/t_S$ , mezivrstvu  $n_3 = t_{IL}/t_S$  a krycí vrstvu  $n_4 = t_{LC}/t_S$ . Výsledky optimalizace prvního případu YSZ/BL povlaku jsou  $n_1 = 0,02$  a  $n_2 = 0,05$ . Pro povlak YSZ/IL/BL byly tloušťky následující  $n_1 = 0,02$ ,  $n_2 = 0,04$  a  $n_3 = 0,01$  ( $n_2 + n_3 = 0,05$ ). Pro poslední typ povlaku (LC/YSZ/IL/BL) byly obdrženy tyto výsledky

$n_1 = 0,02$ ,  $n_2 = 0,04$ ,  $n_3 = 0,02$  a  $n_5 = 0,01$ . Pro LC/YSZ/IL/BL vzorek s výškou substrátu 6 mm jsou tloušťky vrstev následující: 120  $\mu\text{m}$  vazebné vrstvy, 240  $\mu\text{m}$  vrchní YSZ vrstvy, 120  $\mu\text{m}$  mezivrstvy a 60  $\mu\text{m}$  pro krycí  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$  vrstvu [19].

Z práce [19] lze vyvodit následující závěry: i) Nejlepší povlak mezi třemi zkoumanými je LC/YSZ/IL/BL, a to jak z hlediska tepelné izolace, tak i uspokojivých výsledků zbytkových napětí. ii) Účelem vazebné vrstvy a mezivrstvy je snížit napětí vzniklé nesouladem součinitelů teplotních roztažností a jejich tloušťka nemůže být příliš velká (nejlépe v rozmezí 60-120  $\mu\text{m}$ ). iii) Bylo zjištěno, že  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$  nelze použít jako samostatná vrchní vrstva místo YSZ materiálu. iv) Optimální poměr tlouštěk  $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$  a YSZ vrstvy je jedna čtvrtina. v) Maximální radiální napětí u optimalizovaného LC/YSZ/IL/BL povlaku se nachází na rozhraní mezivrstvy a vazebné (IL/BL) vrstvy v blízkosti okraje povlaku a maximální smykové a axiální napětí se nachází na okraji mezivrstvy a YSZ (IL/YSZ) vrstvy [19].

Zbytkové napětí ve funkčně odstupňovaném povlaku, který byl nanesen plazmovým nástřikem, bylo zkoumáno v [46]. Byl použit válcový vzorek (podobný vzorku použitému v [19]), na kterém byl nanesen povlak, jehož vazebná vrstva se skládala z NiCoCrAlY, vnitřní mezivrstva byla smíchána z 50 % NiCoCrAlY a 50 %  $\text{ZrO}_2$  a vrchní vrstva byla z materiálu  $\text{ZrO}_2$ . Získané výsledky ukázaly, že kritické oblasti, kde se koncentruje napětí, jsou volné kraje rozhraní mezi různými materiály. Dále se ukázalo, že poměr tloušťky substrátu k tloušťce povlaku významně ovlivňuje velikost napětí na rozhraní vrchní a vazebné vrstvy. A to tak, že při zvětšení poměru se zvětšuje také velikost napětí. Na úroveň zbytkových teplotních napětí se na druhou stranu příznivě projevilo zavedení mezivrstvy. Tato skutečnost může být vysvětlena menší neshodou součinitelů teplotní roztažnosti mezi vrstvami, což vede k menšímu gradientu teploty a nižším napětím v povlaku. Pomocí transientní analýzy bylo zjištěno, že pomalejší ochlazování povlaku vede k menším zbytkovým napětím [46].

Funkčně odstupňovaným povlakem se již dříve zabývala práce [47], avšak použitý materiál byl na bázi hliníku ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) a zirkonia ( $\text{ZrO}_2$ ). Provedená FEA analýza odhalila, že kritická místa povlaku se nacházejí na rozhraní mezi jednotlivými materiály. Dále byl zkoumán efekt různých rychlostí ochlazování a přehřevu součásti při nanášení povlaku na součást. Analýza ukázala, že vyšší teploty přehřevu při nanášení vedou k nižším zbytkovým napětím, stejně tak pomalejší ochlazování. Také bylo preferováno o významu stupňování povlaku. Zavedení mezivrstvy s polovičním obsahem oxidu hlinitého a oxidu zirkoničitého snížilo napětí a tím zvýšilo spolehlivost celého povlaku. Také bylo ukázáno, že počet vrstev mezi  $\text{Al}_2\text{O}_3$  a  $\text{ZrO}_2$  významně nezměnil rozložení napětí v povlaku, kvůli malému rozdílu součinitelů teplotní roztažnosti mezi těmito materiály [47].

Ravichandran v práci [48] provedl jednorozměrný výpočet teplotních zbytkových napětí ve funkčně odstupňovaném povlaku. Povlak se skládal z keramické ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) a kovové (Ni) fáze, které se mění v závislosti na poloze po výšce povlaku. Bylo zkoumáno několik způsobů odstupňování obou materiálů, za účelem získat co nejmenší residuální napětí. Z tohoto hlediska vyšlo nejlépe lineární odstupňování obou složek. Zcela keramická vrstva spojující lineárně odstupňovanou oblast vždy zavádí tahová napětí v keramice buď za přítomnosti, nebo za nepřítomnosti plně kovové vrstvy. Tudíž by měla být udržovaná na minimu, za účelem vyhnout se trhlinám v keramice. V práci [48] bylo zjištěno, že nízkého zbytkového napětí lze dosáhnout zvýšením počtu stupňovaných (obvykle více než 11) vrstev konstantního složení a jejich tloušťky. V neposlední řadě se zde projevilo, že teplotně závislé změny modulu pružnosti a součinitele teplotní roztažnosti použitých materiálů významně neovlivnily zbytková napětí [48].

Pro výpočty teplotních residuálních napětí ve vícevrstvých a funkčně odstupňovaných povlacích využil Shaw [41] klasickou laminátovou teorii. Byly provedeny studie vlivů různých

charakteristických parametrů povlaku na rozložení zbytkových napětí. Jmenovitě gradientní exponent, modul pružnosti, součinitel teplotní roztažnosti a v případě vícevrstvého materiálu počet vrstev. Také byly zkoumány geometrické změny vrstev vlivem zbytkových napětí. Teplota v celém průřezu byla konstantní a volné konce povlaku byly daleko od analyzované oblasti.

Rozložení a velikost teplotních zbytkových napětí ve vrstvě může být přizpůsobeno změnou gradientního exponentu a výběrem vhodné kombinace keramické a kovové složky. Pokud je prudká změna v objemovém podílu blízko keramické vrstvy (tj.  $m < 1$ ), zbytková tlaková napětí se vyskytují na obou stranách povlaku. Naopak, pokud  $m > 1$ , zbytková tahová napětí jsou analogicky na obou stranách odstupňovaného povlaku. Nejmenších zbytkových napětí je dosaženo, pokud je  $m = 1$ , to jest změna v objemovém podílu lineární, čímž byl potvrzen výsledek uvedený v [48]. Kromě lineárního odstupňování vrstev je pro minimalizaci residuálních napětí ještě doporučeno použít tolik odstupňovaných vrstev kolik je možné [41].

Velikosti teplotních residuálních napětí na keramickém a kovovém povrchu při konstantním gradientním exponentu mohou být odhadnuty jako:

$$|\sigma_c| \propto |E_c \Delta\alpha \Delta T|, \quad (4.8)$$

$$|\sigma_m| \propto |E_m \Delta\alpha \Delta T|, \quad (4.9)$$

kde  $\Delta\alpha = \alpha_m - \alpha_c$ ,  $E$  je modul pružnosti v tahu a dolní indexy  $c$  a  $m$  se vztahují ke keramice a kovu. Jinými slovy, pokud je v keramické vrstvě vyžadováno vysoké zbytkové napětí (buď tlakové nebo tahové), měla by být zvolena keramika pokud možno s co nejvyšším modulem pružnosti a velkým rozdílem součinitelů teplotní roztažnosti kovové a keramické vrstvy [41].

Pokud má kov větší součinitel tepelné roztažnosti než keramika, přetvoření na střednicové rovině vrstvy klesá s klesajícím obsahem kovu. Toho může být dosaženo zvýšením  $m$  a snížením počtu vrstev v případě vícevrstvého povlaku. Křivost vrstvy se snižuje se snižujícím se rozdílem součinitelů teplotní roztažnosti  $\Delta\alpha$ , poměru  $E_c/E_m$  a pokud  $m$  bude různý od 1 [41].

Vystupňované složení v povlaku vede pouze ke stupňované změně zbytkových napětí od substrátu k vrchnímu povrchu povlaku a nemá za následek snížení velikosti residuálních napětí na keramické vrstvě povlaku. Velikost teplotních zbytkových napětí v povlaku může být odhadováno pomocí:

$$\sigma_c \approx E_c \cdot \Delta\alpha \cdot \Delta T \frac{1 + \nu}{1 - \nu^2}, \quad (4.10)$$

za předpokladu, že materiál substrátu je buď kovový, nebo keramický a je významně tlustší než povlak ( $\nu$  je Poissonův poměr) [41].

Jiný přístup predikce teplotních residuálních napětí ve vícevrstvých povlacích zvolil Zhang et al. v [40], který vytvořil analytický model založený na silové a momentové rovnováze. V této studii bylo zjištěno, že křivost celé struktury vzrůstá se vzrůstající tloušťkou keramické vrstvy nebo se snižující se porositou. To má za následek kolísání velikosti zbytkových napětí v jednotlivých vrstvách. Výsledky dále ukázaly, že zanedbání ohybových účinků při tomto přibližném řešení vede k nezměnění napětí v jednotlivých vrstvách. Ohybový účinek na zbytková napětí sílí, když se zvětšuje tloušťka a modul pružnosti. Pokud je tedy tloušťka a modul pružnosti povlaku v porovnání se substrátem malá, může být použito přibližného řešení [40].

Zhang et al. pokračoval ve své práci další studií [22], zabývající se teplotním zbytkovým napětím ve vícevrstvých odstupňovaných povlacích. I v této práci zvolil analytický přístup založený na silové a momentové rovnováze. Přišel na to, že velikost a rozložení teplotních napětí v odstupňovaném povlaku se může přizpůsobit pomocí gradientního exponentu. Křivost

struktury vzrůstá s klesajícím gradientním exponentem nebo vzrůstajícím počtem vrstev v povlaku, což může být spojeno s měnícím se podílem kovové složky v povlaku. Rozložení a velikost zbytkových napětí v odstupňovaném povlaku může být upravena, změnou materiálových charakteristik keramické složky v povlaku. Materiálové charakteristiky substrátu, zejména součinitel teplotní roztažnosti, může ovlivnit velikost zbytkového napětí v povlaku. Bylo vyzpozorováno, že funkčně odstupňované povlaky s padesáti vrstvami dávají podobné výsledky jako kompozičně odstupňované povlaky. Tloušťka kompozičně odstupňovaných povlaků má také významný efekt na velikost a rozložení teplotních zbytkových napětí v povlaku [22].

Pomocí metody konečných prvků byl v [49] zkoumán efekt gradientního exponentu a tloušťky povlaku na zbytkové napětí ve stupňovaném  $ZrO_2/NiCoCrAlY$  povlaku. Bylo zjištěno, že se zvyšujícím se gradientním exponentem se snižovalo maximální tahové radiální (válcový vzorek) a smykové napětí v blízkosti kraje na rozhraní substrátu a povlaku. Naopak tlakové radiální napětí na povrchu povlaku se zvyšovalo s vyšší hodnotou gradientního exponentu. Se vzrůstající hodnotou  $m$  se přesunulo místo napěťové koncentrace z kraje rozhraní mezi první a druhou vrstvou na kraj rozhraní mezi poslední a předposlední vrstvou. Pokud byl povlak extrémně tenký a byl předpokládán lineární profil, tlaková radiální napětí se objevila na rozhraní substrátu a povlaku, která se s rostoucí vzdáleností od středu měnila na tlaková. Pokud povlak byl relativně tlustý, radiální napětí na rozhraní bylo vždy tlakové a zvětšovalo se s tloušťkou [49].

## 5 Nástroje použité pro řešení úlohy

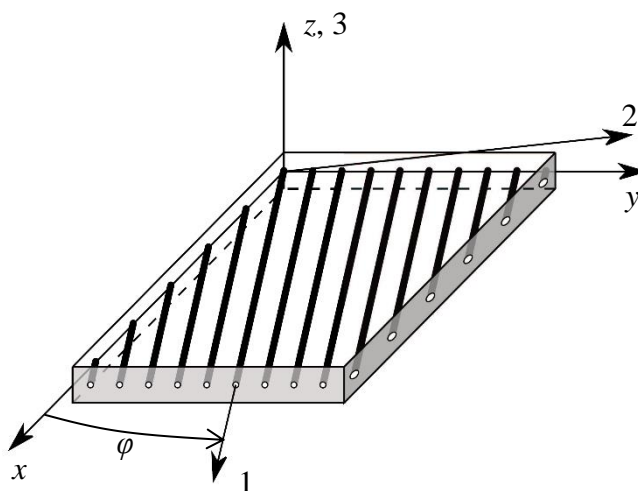
### 5.1 Klasická laminátová teorie

Řešení vnitřních napětí a přetvoření rovinného ortotropního laminátu pomocí klasické laminátové teorie lze rozdělit do tří základních kroků. 1) Sestavení celkové matice tuhosti laminátu. 2) Vyřešení chování laminátu jako celku (jeho průhyb a celková přetvoření). 3) Zpětné dopočítání požadovaných veličin (napětí a přetvoření) jednotlivých vrstev.

Předtím než bude přistoupeno k popisu klasické laminátové teorie, budou připomenuty základní předpoklady platnosti této metody, které jsou uvedeny například v [50] a jsou následující:

- Tloušťka laminátu je mnohem menší než ostatní rozměry laminátu.
- Dokonalá vazba mezi jednotlivými vrstvami laminátu.
- Příčné řezy kolmé ke střednicové ploše zůstávají rovinnými a kolmými ke zdeformované střednicové ploše.
- Vrstvy laminátu a laminát samotný je lineárně pružný.
- Napětí a přetvoření ve směru kolmém na rovinu vrstev laminátu jsou zanedbatelná.
- Přetvoření a deformace laminátu jsou malé.

Mechanické vlastnosti vrstev laminátu se obvykle popisují ve dvou souřadných systémech, materiálovém a globálním. Obvyklé značení hlavních os materiálového souřadného systému obecně ortotropního kompozitu je 1, 2, 3 nebo také  $L$ ,  $T$ ,  $T'$ . Materiálové charakteristiky vrstvy označené příslušnými indexy pak odpovídají těmto osám. U ortotropních laminátových desek s dlouhými vlákny je osa 1 respektive  $L$  osou podélnou ve směru vláken, osa 2 kolmá na vlákna a osa 3 je totožná s osou  $z$  globálního souřadného systému a je kolmá na vrstvu laminátu (Obrázek 18). Hlavní osa globálního souřadného systému  $x$  poté s osou  $L$  svírá úhel  $\varphi$ . Na rozdíl od směrů materiálových os 1, 2 a 3, jsou směry  $x$ ,  $y$ ,  $z$  globálního souřadného systému jsou stejné pro všechny vrstvy v laminátu. Nicméně u materiálového souřadného systému lze s výhodou využít „vzorové“ vrstvy, kterou lze poté transformačními vztahy (uvedenými dále) natáčet podle potřeby.



Obrázek 18 – Materiálový a globální souřadný systém laminátu

Pro sestavení celkové matice tuhosti a poddajnosti laminátu je potřeba vytvořit matice tuhostí a poddajností jednotlivých vrstev. Tyto matice jsou vytvořeny vzhledem k materiálovému souřadnému systému. Každá rovinná ortotropní (příčně izotropní) vrstva je charakterizována čtyřmi materiálovými konstantami  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $\nu_{12}$ ,  $G_{12}$ . Jejich dosazením do následujícího vztahu je získána matice poddajnosti dané vrstvy v materiálovém souřadném systému,

$$[S] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}, \quad (5.11)$$

kde platí:

$$\frac{\nu_{21}}{E_2} = \frac{\nu_{12}}{E_1}. \quad (5.12)$$

Inverzní matice k matici tuhosti je matice poddajnosti  $S$ , která v materiálovém souřadném systému vypadá následovně:

$$[Q] = [S]^{-1} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & -\frac{\nu_{21}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix}. \quad (5.13)$$

Při vystavení kompozitu teplotnímu zatížení, je nutné zavést matici teplotních roztažností pro jednotlivé směry. Pro ortotropní rovinnou desku v materiálovém souřadném systému je tato matice rovna:

$$[S_\alpha] = \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (5.14)$$

kde  $\alpha_1$  a  $\alpha_2$  jsou součinitelé teplotní roztažnosti v daných osách materiálového souřadného systému.

Pro převod matic tuhosti a poddajnosti jednotlivých vrstev z jednoho souřadného systému do druhého, je nutné využít transformačních matic  $T$ . Odvození lze nalézt například v [51] nebo v [50]. Matice  $T$  vypadá následovně:

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & 2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & -2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ -\sin \varphi \cdot \cos \varphi & \sin \varphi \cdot \cos \varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix}, \quad (5.15)$$

kde úhel  $\varphi$  představuje úhel natočení hlavní osy 1 (respektive  $L$ ) materiálového souřadného systému od osy  $x$  (viz Obrázek 18). V transformačních vztazích se také využívá transponovaná transformační matice, inverzní transformační matice a inverzní transponovaná transformační matice, které v uvedeném pořadí mají následující tvar:

$$[T]^T = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ 2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi & -2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix}, \quad (5.16)$$



$$[T]^{-1} = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & -2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & 2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ \sin \varphi \cdot \cos \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos \varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix}, \quad (5.17)$$

$$[T]^{T^{-1}} = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & -\sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ -2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi & 2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix}. \quad (5.18)$$

Transformační vztahy pro převod matice tuhosti, poddajnosti a součinitelů teplotních roztažností do globálního souřadného systému XY pak vypadají následovně:

$$[\bar{Q}] = [T]^{-1}[Q][T]^T, \quad (5.19)$$

$$[\bar{S}] = [T]^T[S][T], \quad (5.20)$$

$$[\bar{S}_\alpha] = [T]^T[S_\alpha]. \quad (5.21)$$

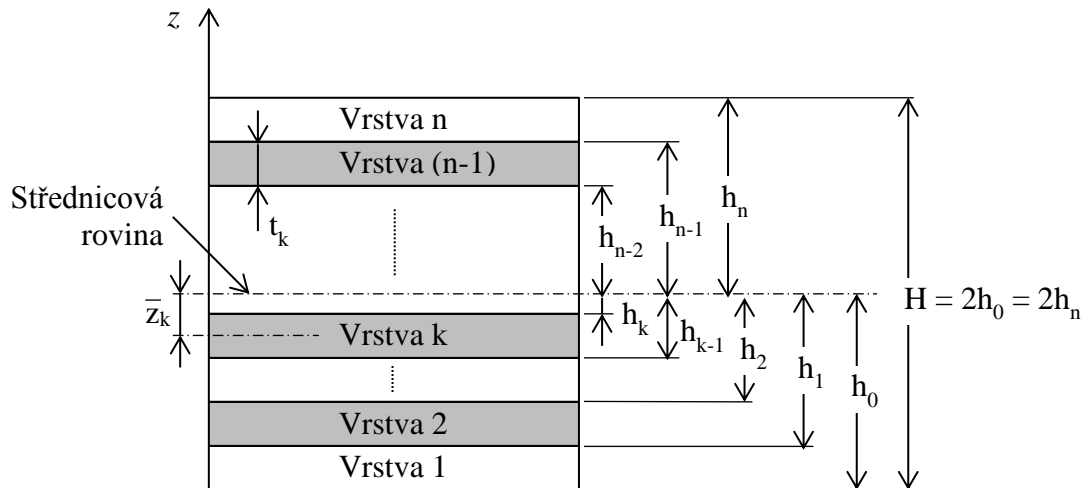
Celková matice tuhosti laminátu složeného z  $n$  vrstev, je tvořena submaticemi  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  a  $\mathbf{D}$ , které jsou definovány následovně:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}_{ij}]_k (h_k - h_{k-1}), \quad (5.22)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n [\bar{Q}_{ij}]_k (h_k^2 - h_{k-1}^2), \quad (5.23)$$

$$C_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n [\bar{Q}_{ij}]_k (h_k^3 - h_{k-1}^3), \quad (5.24)$$

kde  $[\bar{Q}_{ij}]_k$  je matice tuhosti  $k$  vrstvy v globálním souřadném systému,  $h_{k-1}$  a  $h_k$  je předchozí a současná poloha rozhraní vrstvy  $k$  (viz Obrázek 19).



Obrázek 19 – Značení rozhraní lamin

Submatici  $\mathbf{A}$  se také říká matice membránové (tahové) tuhosti,  $\mathbf{B}$  je matice vazebné tuhosti a submatice  $\mathbf{D}$  se nazývá matice ohybové tuhosti. Kompletní vztah mezi působícím zatížením a přetvořením respektive zakřivením střednicové plochy laminátu vypadá následovně:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{bmatrix}. \quad (5.25)$$

V zúženém tvaru potom:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{N} \\ \mathbf{M} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}^0 \\ \boldsymbol{\kappa}^0 \end{bmatrix}, \quad (5.26)$$

kde submatice  $\mathbf{N}$  a  $\mathbf{M}$  představují matice silového a momentového zatížení, matice  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  a  $\mathbf{D}$  jsou prvky matice tuhosti laminátu a  $\boldsymbol{\varepsilon}^0$  a  $\boldsymbol{\kappa}^0$  jsou hledané matice související s deformací a zakřivení střednicové plochy celého laminátu. Pro vyřešení chování laminátu jako celku je nutno z předchozí rovnice vyjádřit poslední člen

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}^0 \\ \boldsymbol{\kappa}^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{D} \end{bmatrix}^{-1} \left[ \begin{bmatrix} \mathbf{N} \\ \mathbf{M} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{th} \\ \mathbf{M}_{th} \end{bmatrix} \right], \quad (5.27)$$

ve kterém si lze také všimnout rozdělení matic zatížení na dvě části. První představuje vnější zatížení, zatímco druhá zatížení vlivem změny teploty, kde pro vnější zatížení platí následující vztahy:

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k dz, \quad (5.28)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k z dz. \quad (5.29)$$

V této práci jsou podstatné zejména zatížení vlivem teploty. Proto je také uveden způsob výpočtu matic teplotního zatížení, konkrétně:

$$\mathbf{N}_{th} = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\bar{\varepsilon}_{th}]_k t_k = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k \begin{bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{bmatrix}_k \Delta T \cdot t_k, \quad (5.30)$$

vyjadřuje součet příspěvků napětí (liniových sil) od jednotlivých vrstev způsobené změnou teploty  $\Delta T$  a

$$\mathbf{M}_{th} = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\bar{\varepsilon}_{th}]_k t_k \cdot \bar{z}_k = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k \begin{bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{bmatrix}_k \Delta T \cdot t_k \cdot \bar{z}_k, \quad (5.31)$$

je součet všech příspěvků liniových momentů od jednotlivých vrstev, kde  $\bar{z}_k$  představuje vzdálenost ke středu  $k$  vrstvy od střednicové roviny (Obrázek 19). Po obdržení matic zatížení a matice tuhosti laminátu, je možné přistoupit k řešení rovnice (5.27).

Po získání neznámých  $\boldsymbol{\varepsilon}^0$  a  $\boldsymbol{\kappa}^0$  je v dalším kroku možné pro jednotlivé vrstvy získat matice celkového přetvoření  $\boldsymbol{\varepsilon}_{tot}$ , které se skládá z elastického přetvoření  $\boldsymbol{\varepsilon}_{el}$  a přetvoření způsobeného změnou teploty  $\boldsymbol{\varepsilon}_{th}$ . Jejich vztahy pro globální souřadný systém vypadají následovně:

$$[\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{tot}]_k = \begin{bmatrix} \varepsilon_{x,tot} \\ \varepsilon_{y,tot} \\ \gamma_{xy,tot} \end{bmatrix}_k = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{bmatrix}, \quad (5.32)$$

$$[\bar{\varepsilon}_{el}]_k = [\bar{\varepsilon}_{tot}]_k - [\bar{\varepsilon}_{th}]_k, \quad (5.33)$$

$$[\bar{\varepsilon}_{th}]_k = \begin{bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{bmatrix}_k \Delta T, \quad (5.34)$$

kde  $z$  je poloha bodu od střednicové roviny, ve kterém se vypočítá přetvoření  $\varepsilon_{tot}$ . V návaznosti na předchozí vztahy, může být v následujícím kroku zjištěno napětí ve vrstvě  $k$  rovnici:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k = [\bar{Q}]_k [\bar{\varepsilon}_{el}]_k = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} \kappa_y^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{bmatrix}_k \Delta T. \quad (5.35)$$

Pro úplnost vztahy (5.36) až (5.39) slouží k převedení matic přetvoření a napětí z globálního do materiálového souřadného systému pro danou vrstvu  $k$ . Hodnoty přetvoření a napětí v materiálovém souřadném systému potom mohou porovnány s materiálovými charakteristikami (například pevnost v tahu):

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k = T^{-1} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}_k, \quad (5.36)$$

a obráceně

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}_k = T \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k. \quad (5.37)$$

Pro převod matic přetvoření z globálního do materiálového systému a naopak platí následující:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}_k = T^T \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}_k, \quad (5.38)$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}_k = T^{T^{-1}} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}_k, \quad (5.39)$$

Uvedený postup výpočtu lze dále obohatit o problematiku přenosu tepla vedením napříč laminátem. Tento jev se projeví v rovnicích (5.30), (5.31), (5.34) a tedy i v (5.35), kde se hodnota  $\Delta T$  mění v závislosti na souřadnici  $z$  v laminátu. Nutno poznamenat, že v těchto místech mohou být zahrnuty i různé referenční teploty vrstev.

## 5.2 Teorie přenosu tepla

Z teorie přenosu tepla bude pro řešení použita teorie popisující vedení tepla materiálem. Kondukce je jedním ze tří způsobů přenosu tepla v látkách a může probíhat pouze mezi dvěma bezprostředně sousedícími částicemi hmoty. Tyto částice kmitají kolem rovnovážného bodu, a tak se kinetická energie neuspořádaného pohybu molekul předává srážkami na sousední molekuly. Vedení tepla se z tohoto důvodu uplatňuje pouze v pevných látkách. Pokud na obou stěnách desky vznikne teplotní rozdíl, začne se teplo podle druhého termodynamického zákona samovolně přenášet z oblasti s vyšší teplotou do oblasti s teplotou nižší. Rozlišuje se stacionární přenos tepla, při kterém se teploty v libovolných bodech s časem nemění

a nestacionární, kde se naopak teploty v průběhu času mění (například vyrovnávání teplotních rozdílů mezi povrchy).

Při přenosu tepla vedením hraje důležitou roli tepelný tok  $\dot{Q}$  [W], který vyjadřuje množství tepla přenesené za jednotku času (sekundu). Ve výpočtech je užitečnější, vztáhnout tepelný tok k ploše jednotkové velikosti orientované kolmo ke směru toku. Takto definovaný tepelný tok se nazývá hustota tepelného toku  $\dot{q}$  [W·m<sup>-2</sup>]. Tepelný tok a hustotu tepelného toku lze vyjádřit Fourierovým zákonem jako:

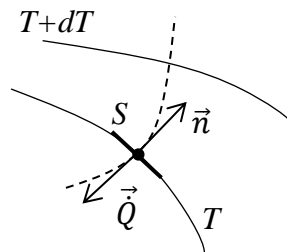
$$\dot{Q} = -\lambda \cdot S \cdot \text{grad } T, \quad (5.40)$$

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \vec{\nabla} T = -\lambda \cdot \text{grad } T, \quad (5.41)$$

kde  $\lambda$  je součinitel tepelné vodivosti s jednotkou [W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup>],  $S$  je izotermická plocha kolmá k tepelnému toku a gradient je v kartézském souřadném systému dán vztahem:

$$\vec{\nabla} T = \frac{\partial T}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial T}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial T}{\partial z} \vec{k}. \quad (5.42)$$

A zároveň platí, že tepelný tok (přerušovaná čára) se šíří ve směru normály  $\vec{n}$  k izotermě (plná čára v obrázku 20).



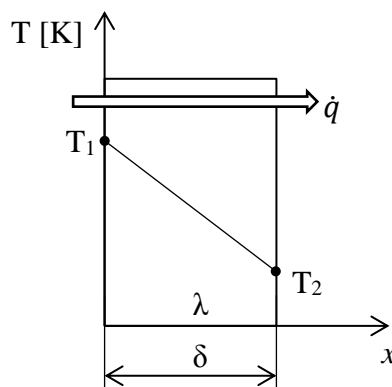
Obrázek 20 – Znázornění tepelného toku

Pomocí Fourierova zákona lze například snadno odvodit stacionární vedení tepla jednoduchou rovinnou stěnou. Pro tento jednorozměrný případ, který je znázorněn na obrázku 21, má teplotní profil mezi dvěma stěnami tvar přímky. Gradient teploty roven:

$$\text{grad } T = \frac{dT}{dx}. \quad (5.43)$$

Po dosazení za  $dT$  a  $dx$  obdržíme pro tepelný tok vztah:

$$\dot{Q} = -\lambda \cdot S \cdot \frac{dT}{dx} = -\lambda \cdot S \cdot \frac{T_2 - T_1}{x_2 - x_1} = -\lambda \cdot S \cdot \frac{T_2 - T_1}{\delta}. \quad (5.44)$$



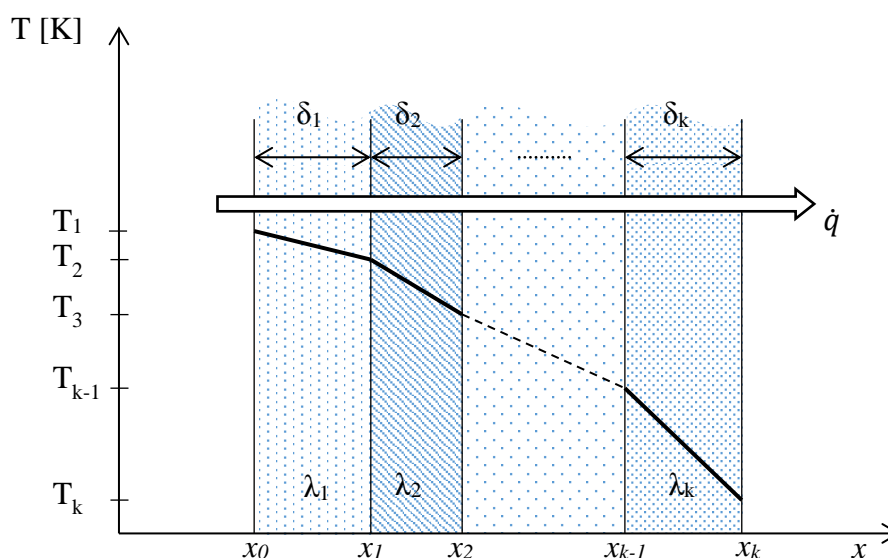
Obrázek 21 – Vedení tepla jednoduchou rovinnou stěnou

Vzhledem k tomu, že je uvažováno neměnné teplotní pole v průběhu času a geometrie řešeného objektu je vícevrstvá rovinná deska, je přenos tepla v této práci připodobněn ke stacionárnímu vedení tepla ve složené rovinné stěně. Pokud chceme v tomto jednorozměrném případě vypočítat hustotu tepelného toku  $\dot{q}$  ve stěně s  $k$  vrstvami (Obrázek 22), musíme znát teploty na dvou různých místech tělesa, součinitele tepelných vodivostí  $\lambda_i$  a tloušťky jednotlivých vrstev  $\delta_i$ . Tyto veličiny jsou poté dány do relace podle rovnice:

$$\dot{q} = \frac{T_1 - T_{k+1}}{\sum_{i=1}^k \frac{\delta_i}{\lambda_i}}, \quad (5.45)$$

kde  $T_1$  je teplota levé krajní stěny a  $T_{k+1}$  je teplota na pravé straně  $k$  vrstvy. Pokud takto zjistíme hustotu tepelného toku, můžeme z rovnice (5.45) vyjádřit teplotu  $T_{k+1}$  a zpětně dopočítat teplotu v libovolném (respektive v  $T_{k+1}$ ) místě stěny:

$$T_{k+1} = T_1 - \dot{q} \sum_{i=1}^k \frac{\delta_i}{\lambda_i}. \quad (5.46)$$



Obrázek 22 – Složená stěna s  $k$  vrstvami

Po odečtení referenční teploty dané vrstvy od takto zjištěné teploty, získáme teplotní rozdíl  $\Delta T$ , který můžeme použít v rovnicích (5.30), (5.31), (5.34) a (5.35).

Je dobré připomenout, že v této práci je řešeno pouze vedení tepla a nikoliv prostup tepla, tedy přenos tepla z jedné tekutiny do druhé přes pevnou stěnu. Při prostupu tepla je tepelný tok přenášen konvekcí z teplejší tekutiny do povrchu stěny, poté vedením na druhou stranu stěny a odtud opět konvekcí do chladnější tekutiny. Přenos tepla mezi tekutinou a stěnou se ve výpočtech zohledňuje koeficientem  $\alpha$ , který se nazývá součinitel přestupu tepla a má jednotku  $[\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$ . Součinitel prostupu tepla závisí zejména na rychlosti proudění, na tvaru obtékaného povrchu a vlastnostech tekutiny.

### 5.3 Metoda konečných prvků

Pro verifikaci analytického výpočtového modelu bude využito numerické řešení s využitím metody konečných prvků. Při numerickém řešení statické lineární úlohy touto variační

metodou, je nutno spojitou oblast vytvořeného modelu rozdělit na konečný počet podoblastí (prvků) obsahující (v případě lineárních prvků) ve svých rozích uzlové body, které mohou být umístěny případně i uprostřed stran (u kvadratických prvků). V deformační variantě metody konečných prvků se v uzlech prvků hledají neznámé deformační parametry, které fyzikálně představují posuvy uzlového bodu ( $u, v, w$ ) v souřadných osách  $x, y, z$ . Dále je nutné předepsat takové okrajové podmínky, aby byl model jednoznačně vázán v prostoru. Po zadání zatížení a spuštění výpočtu jsou sestaveny prvkové matice tuhosti a zatížení. Z nich jsou následně sestaveny globální matice tuhosti a zatížení s ohledem na zadané okrajové podmínky. Po sestavení globálních matic se řeší základní soustava rovnic MKP:

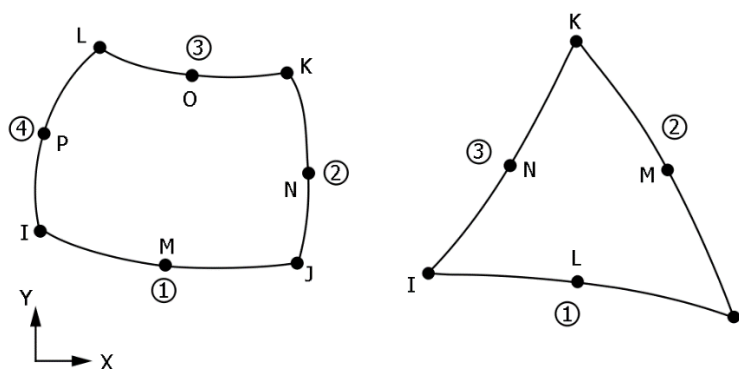
$$\mathbf{K} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{F}, \quad (5.47)$$

kde  $\mathbf{K}$  je celková (též globální) matice tuhosti řešené oblasti,  $\mathbf{U}$  je globální matice deformačních parametrů a  $\mathbf{F}$  je celková matice zatížení. Po vyřešení této soustavy jsou známy jak přibližné posuvy všech uzlových bodů, tak i aproximace průběhu posuvů nad celou oblastí, ze kterých jsou poté dopočítána napětí [52].

K výpočtům práce bude využito výpočtového softwaru ANSYS a jeho programovacího prostředí APDL [53]. Pro diskretizaci uvažovaných modelů vícevrstvé laminátové struktury je možné v uvedeném programu použít pro rovinný a prostorový model následující prvky.

### 5.3.1 Rovinný model

Prvek PLANE183 je rovinný kvadratický prvek, určený pro strukturální výpočty. V základním tvaru je to čtyřúhelník s osmi uzly a v degenerovaném tvaru trojúhelník se šesti uzly (Obrázek 23). V každém z těchto uzlů má prvek dva stupně volnosti (posuv ve směru  $x$  a  $y$ ). Tímto prvkem je možné postihnout různé chování materiálu jako například plastické, hyperplastické, creep, velké deformace a velká přetvoření. V rovinných úlohách je možné s tímto prvkem zahrnout do výpočtu rovinnou napjatost nebo rovinnou deformaci nebo také zobecněnou rovinnou deformaci. Možnost zohlednit v modelu zobecněnou rovinnou deformaci, byl hlavním důvodem pro použití tohoto typu prvku, a to i přesto, že nepodporuje řešení tak zvané sdružené tepelně-deformační úlohy [53].



Obrázek 23 – Rovinný prvek PLANE183 v základním (vlevo) a degenerovaném tvaru (vpravo), zdroj: [53]

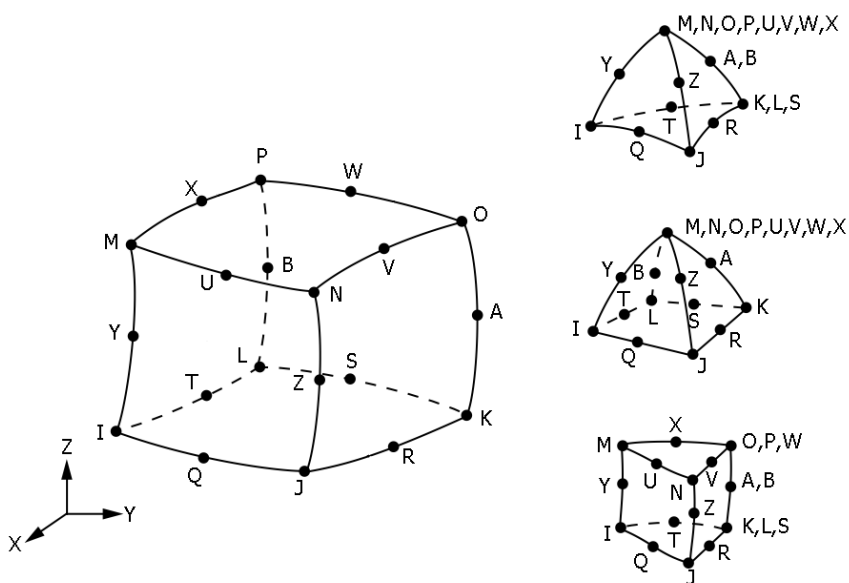
Vhodnost použití zobecněné rovinné deformace je nasnadě. Rovinná deformace totiž předpokládá nulová přetvoření ve třetím směru, kdežto zobecněná rovinná deformace toto nevyžaduje. Uvažovaný model substrátu s povlakem se ve skutečnosti může při teplotním zatížení deformovat jak podélně, tak příčně. Tato vlastnost je vyvinuta pouze pro výše zmíněný prvek a jeho lineární obdobu PLANE182 [53].

Další prvek, který posloužil pro výpočetní modelování pomocí metody konečných prvků, byl kvadratický PLANE223. Jeho základní a degenerovaný tvar odpovídá předchozímu typu prvku, stejně tak počet uzlů v různých tvarech (viz Obrázek 23). Avšak na rozdíl od předchozích je PLANE223 uzpůsoben i k počítání sdružených úloh. Při výpočtu teplotně-strukturální úlohy to znamená, že není třeba nejdříve zjišťovat teplotní pole a poté teploty zapisovat do prvku, umožňující pouze strukturální výpočty. Z tohoto důvodu může mít prvek PLANE223 až čtyři stupně volnosti pro každý uzel. Podobně jako PLANE183 může postihnout různé chování materiálu (plasticita, hyperelastická, viskoelastická, viskoplasticita, creep, velké přetvoření a deformace). Nevýhoda tohoto prvku je v tom, že v modelu umožňuje zohlednit pouze rovinnou deformaci, rovinnou napjatost a axisymetrii [53].

### 5.3.2 Prostorový model

Pro prostorový model substrátu s povlakem bylo využito prvku SOLID226. Čtyřstěn jako jeho základní tvar obsahuje 20 uzlů (osm na vrcholech a 12 uprostřed hran), z nich každý může mít až pět stupňů volnosti. Další degenerované tvary jsou patrné na obrázku 24. SOLID226 je schopný řešit sdružené úlohy, například teplotně-strukturální, teplotně-elektrické, strukturálně-termoelektrické a jiné. Stejně jako v předchozích případech je možno tímto prostorovým prvkem zohlednit rozličné chování materiálu zmíněné výše. Nevýhodou k předchozím dvěma způsobům, je narůstající náročnost na výpočetní výkon, a to i pro jednoduchý model substrátu s několika vrstvami povlaku [53].

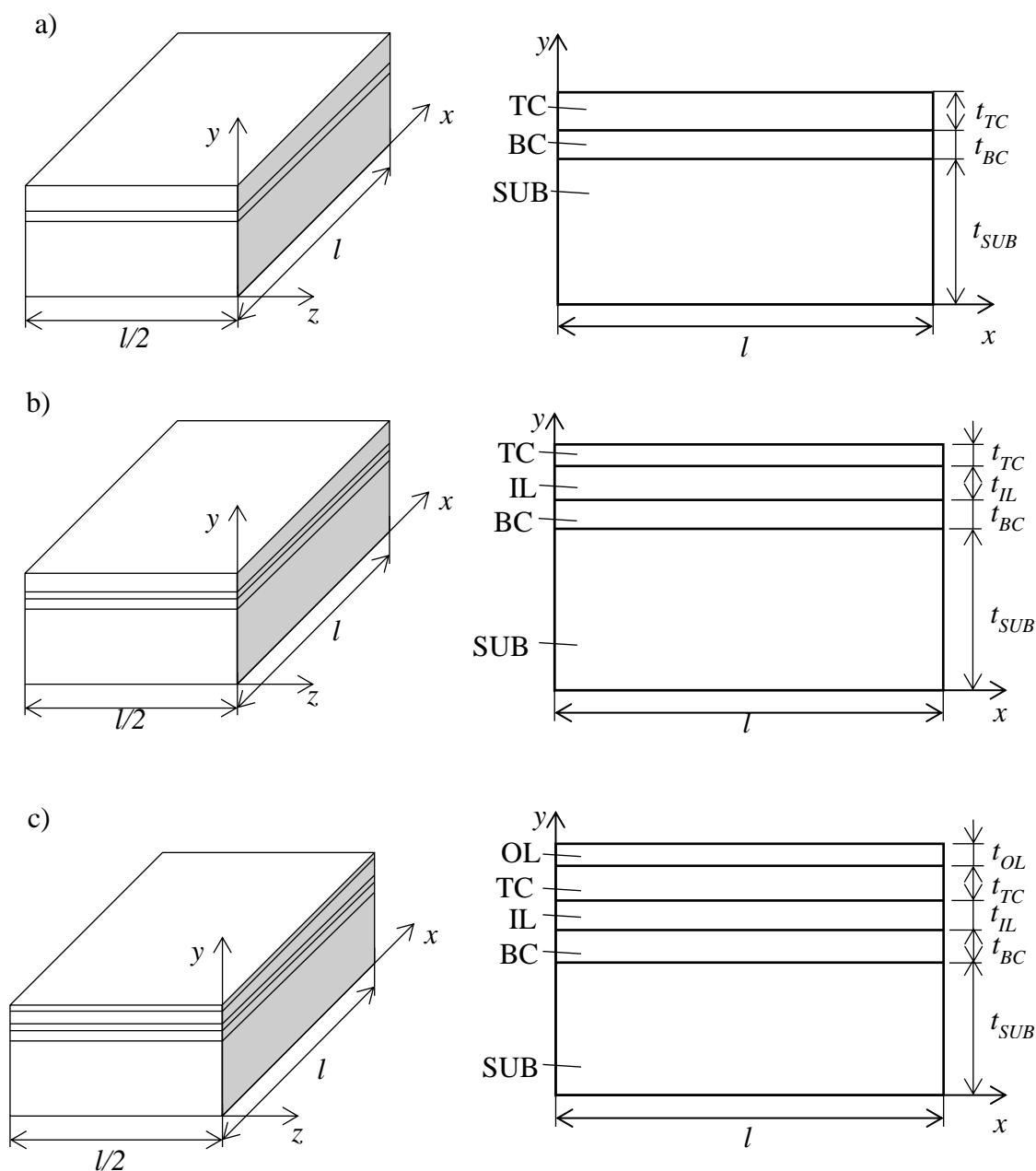
Stejně jako v případě rovinných prvků, lze i v tomto případě využít prostorového prvku SOLID186. Tento prvek je velmi podobný výše zmíněnému SOLID226. Oba mají stejný počet uzlových bodů a stejnou podobu základního a všech degenerovaných tvarů, ale jiný počet stupňů volnosti na uzel. SOLID186, na rozdíl od předchozího prvku, má pouze tři stupně volnosti v každém uzlu, které představují posunutí ve směru os  $x$ ,  $y$  a  $z$ . SOLID186 je tedy určen pouze pro strukturální analýzy. Stejně jako v předchozím případě PLANE183, lze i u tohoto prostorového prvku předepsat do uzlů předem známou teplotu. Teplotní pole lze získat pomocí prvků podporující tepelné analýzy nebo v jednoduchých případech analytickým výpočtem [53].



Obrázek 24 – Základní tvar (vlevo) a degenerované tvary (vpravo) prostorového prvku SOLID226, zdroj: [53]

## 6 Modely použité pro výpočty

V této kapitole budou popsány a blíže specifikovány modely, které byly použity jak pro řešení zadané úlohy, tak pro ověření výsledků. Celkem byly řešeny tři případy struktur povlaků. Všechny tři případy jsou k vidění na obrázku 25. Prvním (Obrázek 25a) z nich je konvenční dvouvrstvý povlak s vazebnou (dále značeno také jako BC) a vrchní vrstvou (TC). Druhý povlak (Obrázek 25b) má navíc mezi vazebnou a vrchní vrstvou vloženou přídatnou mezivrstvou (IL). Ve třetím případě (Obrázek 25c) je na vrchní vrstvu přidána ještě jedna krycí vrstva (OL), která má ještě menší tepelnou vodivost než vrstva předchozí. Nutno podotknout, že ani analytický ani numerický model neobsahoval imperfekce, rozhraní bylo modelováno jako ideálně rovné a jednotlivé vrstvy byly dokonale spojeny. Ve všech případech je napětí  $\sigma_x$  vyhodnocováno v bodech, ležících na ose symetrie.



Obrázek 25 – Geometrie řešených modelů, SUB – Substrát, BC – Vazebná vrstva, IL – Mezivrstva, TC – Vrchní vrstva, OL – Krycí vrstva



Materiálové vlastnosti se v jednotlivých případech mění. Z tohoto důvodu jsou materiálové charakteristiky uvedeny u každého případu zvlášť. Nicméně ve všech případech byl uvažován izotropní, homogenní a elastický materiál.

## 6.1 Analytický model

V souladu s kapitolou zabývající se klasickou laminátovou teorií byl v prostředí matematického software Mathematica 9.0 vytvořen algoritmus pro výpočet napětí a přetvoření pro nekonečně široký a dlouhý rovinný ortotropní kompozit až s  $n$  vrstvami. Vstupy do ní tvoří potřebné materiálové charakteristiky v materiálovém souřadném systému, počet vrstev a jejich dělení, pořadí materiálů, teploty horního povrchu modelu (povlaku) a spodního povrchu modelu (substrátu). Ačkoliv jsou v této práci použity výhradně izotropní materiály, lze tento algoritmus naplno využít například i v případě obecně ortotropních CMC substrátů, které jsou vyztuženy vlákny. Nicméně je poté nutné pamatovat i na zadání korektního součinitele tepelné vodivosti  $\lambda$  tohoto materiálu, který se bude měnit v závislosti na objemovém množství vláken v křemíkové matici.

### 6.1.1 Výpočet podle klasické laminátové teorie

Vytvořený analytický model je rozdělen do tří částí. V první části je vytvořena parametrická funkce, která se zabývá zpracováním vstupních údajů. Zadané materiálové charakteristiky jsou seřazeny podle přání uživatele tak, jak budou vstupovat do výpočtu (odspodu nahoru). Dále jsou v jednotlivých krocích funkce sestaveny transformační matice, matice poddajnosti a tuhosti pro danou vrstvu. Matice tuhosti a poddajnosti jsou poté převedeny z materiálového souřadného systému do globálního souřadného systému XY a to tak, jak bylo popsáno v kapitole 5.1 Klasická laminátová teorie. Dále je podle uvedených vztahů (5.22), (5.23) a (5.24) vypočítána celková matice tuhosti, jsou sestaveny matice teplotního zatížení a je vyřešena rovnice (5.27).

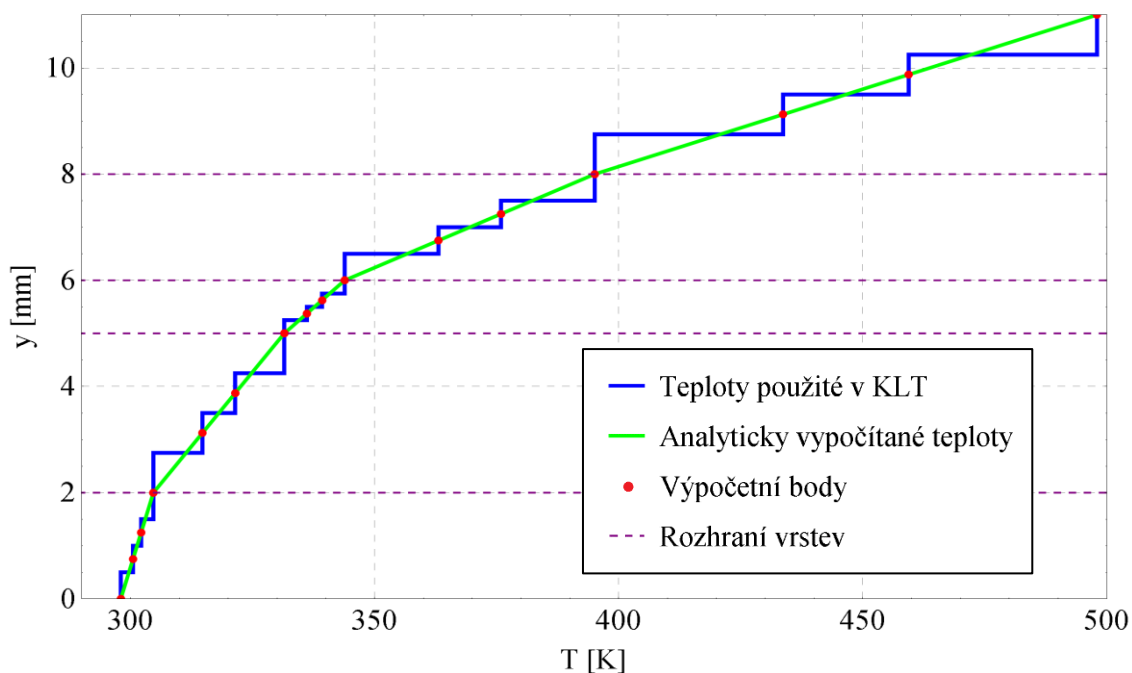
Druhá část algoritmu je tvořena funkcí, která zpracovává výsledky získané z první funkce. Z matic deformace a zakřivení střednicové plochy  $\epsilon^0$  a  $\kappa^0$ , které tvoří vstupy do této druhé funkce, jsou zpětně dopočítány všechny složky napětí a přetvoření v jednotlivých vrstvách, podle rovnic (5.32), (5.33), (5.34) a (5.35).

V další části algoritmu je tvořena několika cykly o  $n$  krocích. Každý z nich odpovídá jednomu proměnnému parametru například tloušťka a součinitel teplotní roztažnosti vrstvy. Počáteční a konečná hodnota cyklu představuje krajní hodnoty intervalu příslušného proměnného parametru. Vložení jednoho cyklu do druhého je zajištěno, že jsou spočítány všechny kombinace případů. Například pro dva parametry, kde interval prvního z nich je rozdělen na patnáct a druhý na deset kroků, bude spočítáno 150 kombinací. V každém z cyklů je tedy ze zadaných intervalů přiřazena hodnota danému parametru. Poté jsou zavolány výše definované funkce s těmito vstupními hodnotami a tím je spuštěn výpočet. Po jeho skončení jsou výsledné hodnoty zapsány do matice výsledků. Tím končí jeden krok cyklu a následuje další krok v cyklu stejné úrovně, kde jsou staré hodnoty proměnných nahrazeny novými.

Po vypočítání všech kombinací, obsahuje souhrnná matice výsledků diskrétní hodnoty napětí, které odpovídají jednotlivým případům. Z tohoto důvodu je nutné, pro vykreslení potřebných grafů získaná data interpolovat patřičnými funkcemi.

## 6.1.2 Rozšíření klasické laminátové teorie o vedení tepla

Klasická laminátová teorie, jak byla definována v kapitole 5.1, je schopna zohlednit pouze různé referenční teploty použitých materiálů a nikoliv proměnnou teplotu po výšce laminátu. Způsob, kterým je do klasické laminátové teorie možné zahrnout rovněž gradient teploty spočívá v tom, že ještě před samotným sestavením matic teplotního zatížení, je vypočítána hustota tepelného toku napříč vyšetřovaným modelem. Jakmile je hustota tepelného toku známá, lze rovnicí (5.46) určit teplotu v libovolném místě povlaku a substrátu. Jelikož nelze při sestavování matic teplotního zatížení zadat průběh teploty jako funkci polohy, byly použity po částech konstantní teploty po tloušťce každé z vrstev i celého vzorku. Vrstvy byly tedy rozděleny na podvrstvy a jednotlivým podvrstvám byly předepsány teploty v souladu s rovnicí (5.46) v závislosti na poloze a materiálu, ve kterém se nacházely. Množství podvrstev po výšce vrstvy může být definováno uživatelem. Každá podvrstva obsahuje bod, ve kterém se podle rovnice (5.46) vypočítá teplota v závislosti na poloze v materiálu. V podvrstvách, které se nacházejí na krajích vrstvy, jsou tyto výpočetní body vždy na rozhraní dvou různých materiálů (respektive na hranici vrstev). Uvnitř vrstvy je poloha výpočetních bodů ve středu každé podvrstvy. Příklad ukázkového pětivrstvého laminátu, který má v každé vrstvě čtyři podvrstvy, je vidět v grafu 1. Zelená křivka znázorňuje analyticky vypočítaný průběh teplot po výšce laminátu, modrá znázorňuje po částech konstantní teploty a červené body jsou místa, ve kterých se vypočítala teplota pro skokový (modrý) průběh teplot. Od takto získaných, po částech konstantních hodnot, je poté odečtena aktuální referenční teplota daného materiálu a tyto teploty dále vystupují v rovnicích (5.30), (5.31), (5.34) a (5.35).



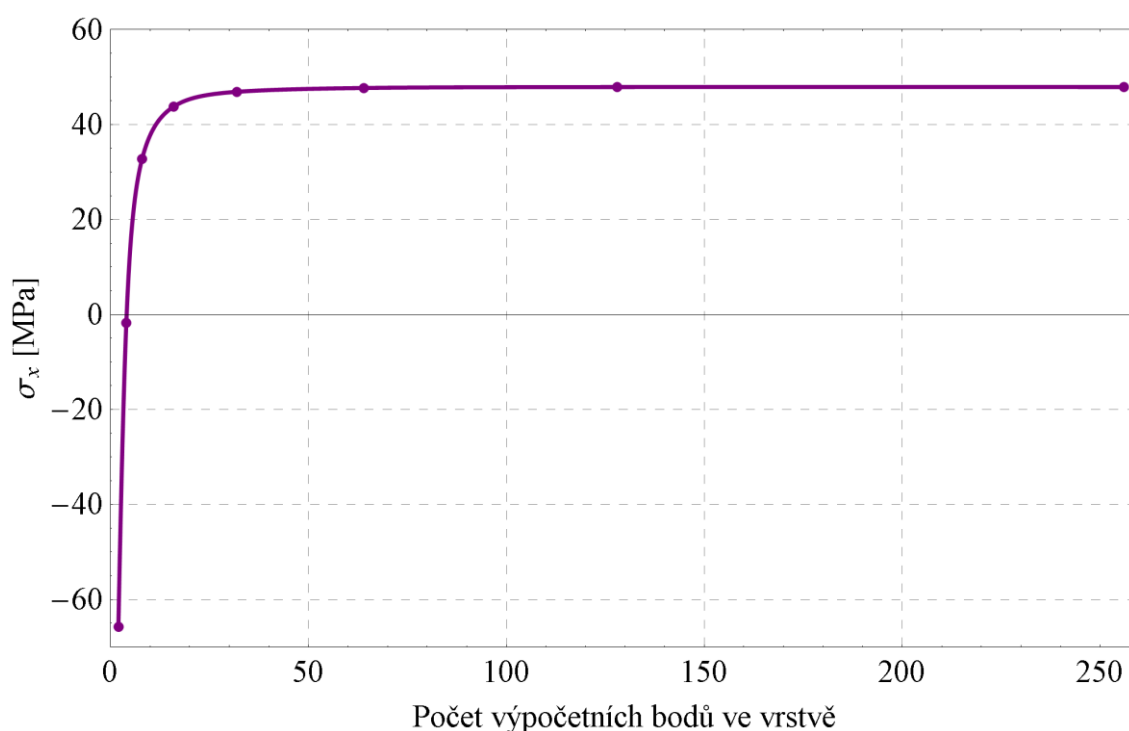
Graf 1 – Průběhy teplot po výšce vzorku, kdy každá z pěti vrstev je rozdělena na čtyři podvrstvy

Vzhledem k tomu, že bylo nezbytné, spojitý průběh rozdělit na po částech konstantní průběh teplot, byla provedena konvergenční studie, která zkoumala vliv počtu dělení vrstev na výslednou hodnotu zbytkového napětí. Vliv velikosti dělení byl zkoumán na pětivrstvěm povlaku znázorněném na obrázku 25c s tloušťkami  $t_{SUB} = 6$  mm,  $t_{BC} = 0,3$  mm,  $t_{TC} = 0,2$  mm,  $t_{IL} = 0,1$  mm a  $t_{OL} = 0,06$  mm pro rozdíl teplot  $200$  °C. Materiálové charakteristiky jsou vypsány v tabulce 1. Nejvíce citlivá na jemnost dělení je nejtlustší vrstva substrátu, proto je v grafu 2 vykreslen průběh napětí na spodní hraně substrátu v závislosti na počtu výpočetních bodů teplot po tloušťce vrstvy. Pro přehlednost jsou tyto hodnoty vypsány do tabulky 2.

Ze získaných výsledků je patrné, že jemnější dělení než 64 podvrstev (výpočetních bodů) na jednu vrstvu má na výsledné napětí velmi malý vliv. Hodnota napětí při rozdělení na 32 bodů je o sedm procent vyšší než při dělení 16 bodů. Nutno podotknout, že při konstantní teplotě po výšce modelu nemá jemnost dělení vrstvy žádný vliv na výsledné napětí. Bylo vyzkoušeno několik způsobů, které měli za cíl snížit počet potřebných dělení vrstvy. Ani jedna z variant však neposkytla požadované zlepšení a závislost, mezi počtem potřebných výpočetních bodů a přesností výpočtu, zůstala pokaždé stejná k té, která je zobrazena v grafu 2. Dále bylo zjištěno, že potřebný počet podvrstev, který vede k dosažení uspokojivého výsledku, je u modelu s podobnými tloušťkami vrstev menší než u modelu, jehož jedna vrstva má významně větší tloušťku než ostatní vrstvy.

Tabulka 1 – Materiálové vlastnosti použité pro zjištění citlivosti výpočtu na hustotě výpočetních bodů, (SUB – substrát, BC – vazebná vrstva, IL – přídatná vrstva, TC – vrchní vrstva, OL – krycí vrstva)

Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	IL	TC	OL
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	156	53	49
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,275	0,25	0,24
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \cdot K^{-1}$	14,4	14	11	7,2	6,7
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	11,5	4,31	3,1	1,5	1,1
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	1 900	2 100	2 300



Graf 2 – Závislost počtu výpočetních bodů na napětí

Tabulka 2 - Hodnoty napětí v závislosti na počtu výpočetních bodů

Počet podvrstev, $i$	2	4	8	16	32	64	128	256
Napětí $\sigma_x$ [MPa]	-65,8	-1,8	32,8	43,8	46,9	47,7	47,9	47,9

## 6.2 Numerický model

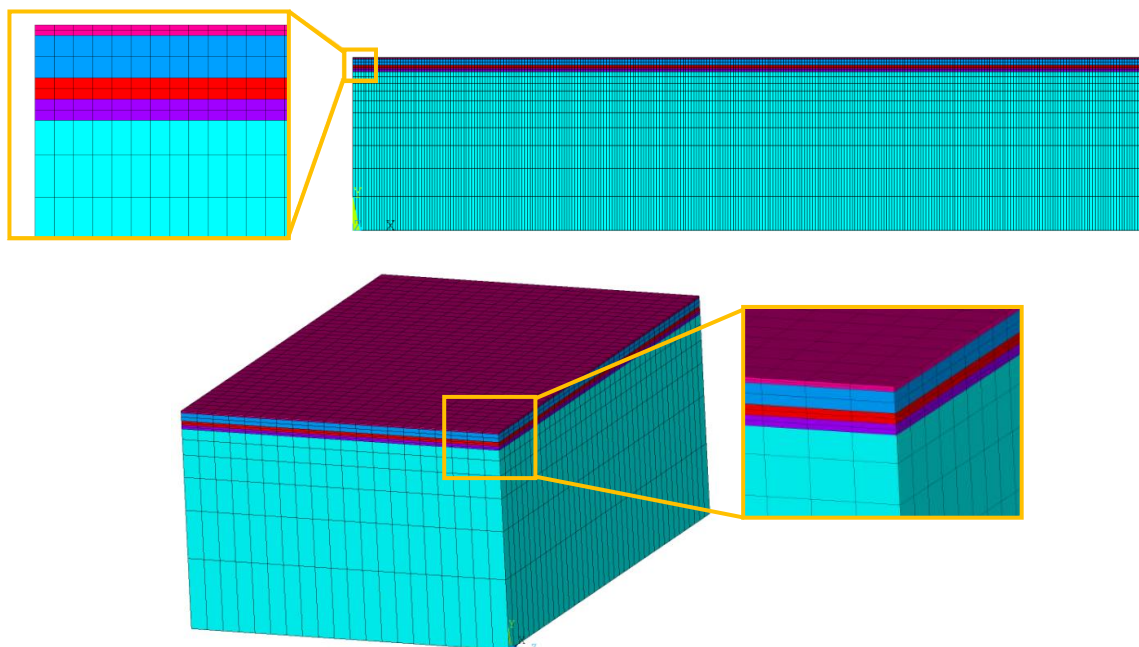
Stejně jako v předchozím případě, byly pomocí APDL kódu vytvořené vstupní soubory, potřebné pro spuštění ve výpočtovém software ANSYS, napsány pro libovolný počet vrstev, libovolné dělení, tloušťky a pořadí vrstev. Nutno podotknout, že složitost a čas potřebný pro napsání spouštěcího souboru pro program založený na MKP, je významně menší v porovnání s algoritmem klasické laminátové teorie včetně rozšíření o vedení tepla. Na druhou stranu, čas na jednotku výpočtu je naopak řádově vyšší při použití software využívající MKP. Je-li tedy cílem provádět například parametrické studie, obsahující velký počet výpočtů na různých konfiguracích povlaku, stává se MKP přístup velmi neefektivním. Nicméně pro verifikaci korektnosti rychlého analytického modelu bude vhodné, numerický model vytvořit a brát jej jako referenční stav.

Jak již bylo zmíněno v kapitole 5.3, k simulaci chování vícevrstvé laminátové struktury lze v softwaru ANSYS využít různé typy prvků – ať již rovinných nebo prostorových. Vzhledem k tomu, že nás zajímají především napětí uvnitř samotných vrstev a dostatečně daleko od volných okrajů laminátové desky, bude rovinný model postačujícím zjednodušením naší úlohy. Řešení prostorovým modelem bude použito pouze jako demonstrace správné funkčnosti samotného rovinného modelu.

Při použití rovinného prvku PLANE183 bylo třeba určit teplotní pole na použitém vzorku na základě zadaných teplot spodní a horní stěny. A to buď výpočtem pomocí prvku, který podporuje tepelné analýzy (například PLANE223) a následným vložení zjištěných teplot do uzlů, nebo využít nabytých poznatků a určit rozložení teplotního pole podle analytických vztahů uvedených v kapitole 5.2. Kvůli časové úspoře, snížení výpočtové náročnosti, jednoduchosti geometrie a možnosti ověřit a porovnat výsledky s prvky, které podporují sdružené teplotně-strukturální analýzy, byl zvolen druhý způsob výpočtu teplotního pole. V tomto případě je nutné ve spouštěcím souboru, kromě zadání nezbytných příkazů, zjistit podle rovnice (5.45) hustotu tepelného toku napříč substrátem a povlakem. Dále je využito faktu, že mapovaná síť má rovnoměrně rozložené uzly. Díky tomu je zjištěn počet a poloha uzlů po výšce vrstev a s pomocí hustoty tepelného toku jsou vypočítány teploty pro jednotlivé „výškové řady“ uzlů pomocí rovnice (5.46). Takto vypočítané teploty jsou následně zadány do konkrétních uzlů jako finální teploty teplotního zatížení. Zbytková napětí v jednotlivých vrstvách (podvrstvách) se tak budou při aplikaci takového typu zatížení vytvářet s ohledem na velikost  $\Delta T$  vůči referenční teplotě dané vrstvy.

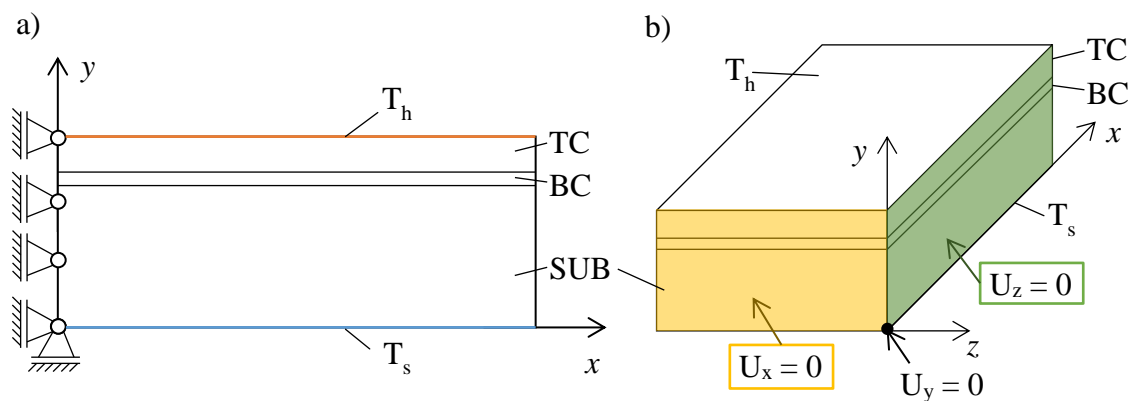
Ve všech posuzovaných případech se vyhodnocuje napětí působící ve směru osy  $x$ , a to v uzlech, které leží na ose symetrie, a tudíž jsou dostatečně vzdálená od volného okraje. Jak se ukázalo již v analytických vztazích, průběh napětí po výšce vrstvy je vždy lineární funkcí. Tudíž stačí dostatečně přesně určit hodnoty na rozhraní vrstev. Tyto hodnoty potom určují krajní body přímkové závislosti napětí  $\sigma_x$  po výšce dané vrstvy. Provedená konvergence sítě potvrdila, že i malý počet prvků dává dostatečně přesné výsledky. Nevýhoda při vytváření sítě konečných prvků u povlaků se substrátem tkví ve velmi malé tloušťce povlaků v porovnání se substrátem. Kvůli této nepříznivé skutečnosti byla velikost prvků směrem k povlaku postupně zmenšována, za účelem snížit počet elementů. Proto byla velikost prvku volena zejména s ohledem k zachování dobrých vlastností sítě, jelikož lze v tomto případě snadno překročit doporučené limity pro poměr stran prvku. V případě prostorového modelu musela být vzhledem k výpočtové náročnosti také upravena geometrie modelu, avšak takovým způsobem, aby neovlivnila výsledná napětí. Na druhou stranu bylo s výhodou využito obdélníkového tvaru vzorku a ve všech modelech použita mapovaná síť.

Na obrázku 26 nahoře si lze povšimnout síť konečných prvků pro případy PLANE183 a PLANE223 v případě povlaku se čtyřmi vrstvami. Z obrázku 26 je také patrné, že počet prvků v modelu byl řízen počtem prvků po výšce vrstvy. Avšak kvůli tloušťce substrátu musel být počet prvků po tloušťce několikanásobně větší. Na zbylých případech (2 a 3 vrstvý povlak) byla použita obdobná síť konečných prvků. Na obrázku 26 dole je zobrazen prostorový model substrátu s povlakem s využitím kvadratického prvku SOLID226.



Obrázek 26 – Rovinný (nahore) a prostorový (dole) model pětivrstvého povlaku pro výpočet MKP

Modely řešené metodou konečných prvků byly symetrické. Proto bylo za účelem úspory počtu elementů předepsány symetrické okrajové podmínky. U modelů s prvky PLANE183 a PLANE223 byla řešena jen polovina úlohy. Všem uzlům na ose symetrie (osa  $y$ ) byly zamezeny posuvy ve směru osy  $x$ . Uzlu nacházejícímu se ve středu souřadného systému byl navíc zamezen posuv směru  $y$ , aby bylo těleso jednoznačně vázáno v prostoru. Dvě roviny symetrie byly využity u prostorového modelu s prvkem SOLID226. Uzlům nacházejícím se v rovině  $XY$  bylo zamezeno posuvům ve směru osy  $z$  (v obrázku 27b označeno jako  $U_z = 0$ ) a uzlům ležících v rovině  $YZ$  bylo zamezeno posuvům ve směru osy  $x$  ( $U_x = 0$ ). Podobně jako u rovinného modelu byl uzlu ve středu souřadného systému zabráněn posuv ve směru osy  $y$  ( $U_y = 0$ ). Teploty jsou předepisovány vždy na horní a spodní plochu modelu v souladu s obrázkem 27.



Obrázek 27 – Znárodnění okrajových podmínek rovinného a prostorového modelu

### 6.3 Porovnání výsledků z analytického a numerického modelu

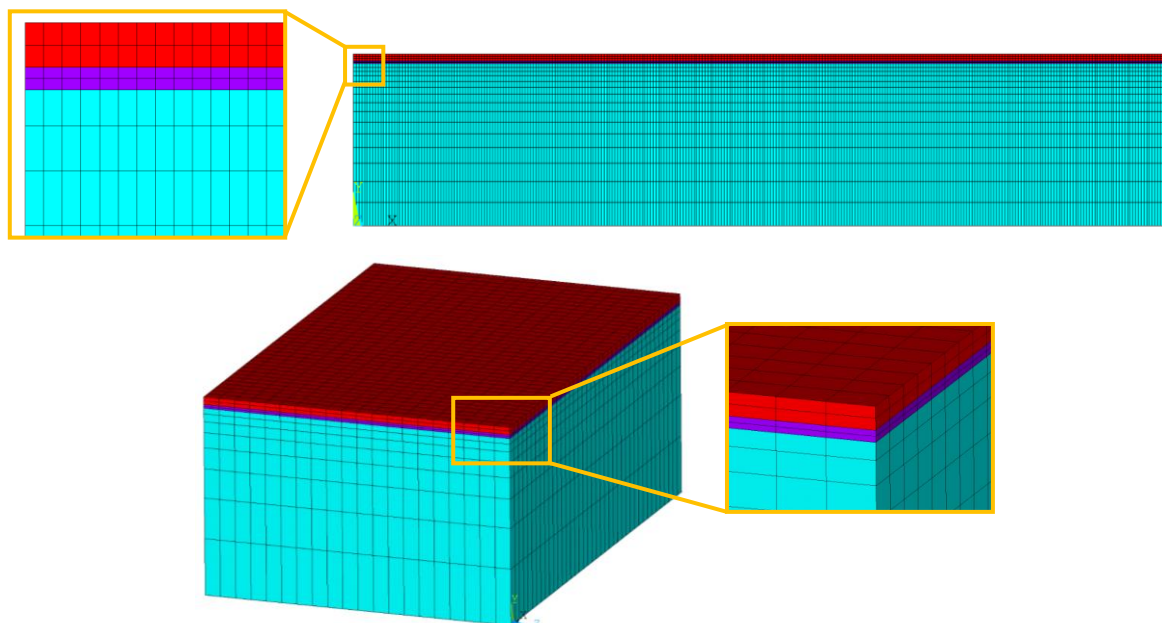
V této podkapitole je analyzováno, zda výsledky teplotního residuálního napětí získané vytvořeným algoritmem klasické laminátové teorie odpovídají výsledkům získaným pomocí metody konečných prvků. Při řešení úlohy metodou konečných prvků byl model vypočítán několika způsoby. Konkrétně prvkem PLANE183 pro rovinnou deformaci a zobecněnou rovinnou deformaci, dále prvkem PLANE223 a SOLID226.

Model, který poslouží k ověření výsledků, je deska s povlakem složená ze dvou vrstev. Jeho geometrie je znázorněna na obrázku 25a, kde tloušťka jednotlivých vrstev byla  $t_{SUB} = 6$  mm,  $t_{BC} = 0,12$  mm,  $t_{TC} = 0,24$  mm a délka, respektive šířka  $l = 30$  mm. Tento objekt je poté zjednodušen a řešen jako rovinná úloha prvky PLANE183 a PLANE223. Byly uvažovány dva případy teplotního zatížení. V prvním případě bylo na horní a spodní plochu předepsána stejná teplota ( $T_h = T_s = 298$  K), tudíž byla teplota po průřezu konstantní. Ve druhém případě byly na horní povrch předepsána teplota  $T_h = 498$  K a na spodní  $T_s = 298$  K (viz Obrázek 25a).

V tabulce 3 jsou uvedeny použité materiálové charakteristiky substrátu (SUB), vazebné (BC) a vrchní (TC) vrstvy. Jako zdroj těchto dat posloužila práce [19]. Zvolené hodnoty odpovídají niklové slitině, NiCoCrAlY a 8YSZ. Nutno poznamenat, že hodnoty referenčních teplot neodpovídají skutečnosti a ve výše zmíněné práci jsou místo nich zvoleny teploty tání. Kvůli demonstrativním účelům zde není zahrnuta TGO vrstva.

Tabulka 3 – Materiálové charakteristiky použité pro porovnání různých modelů

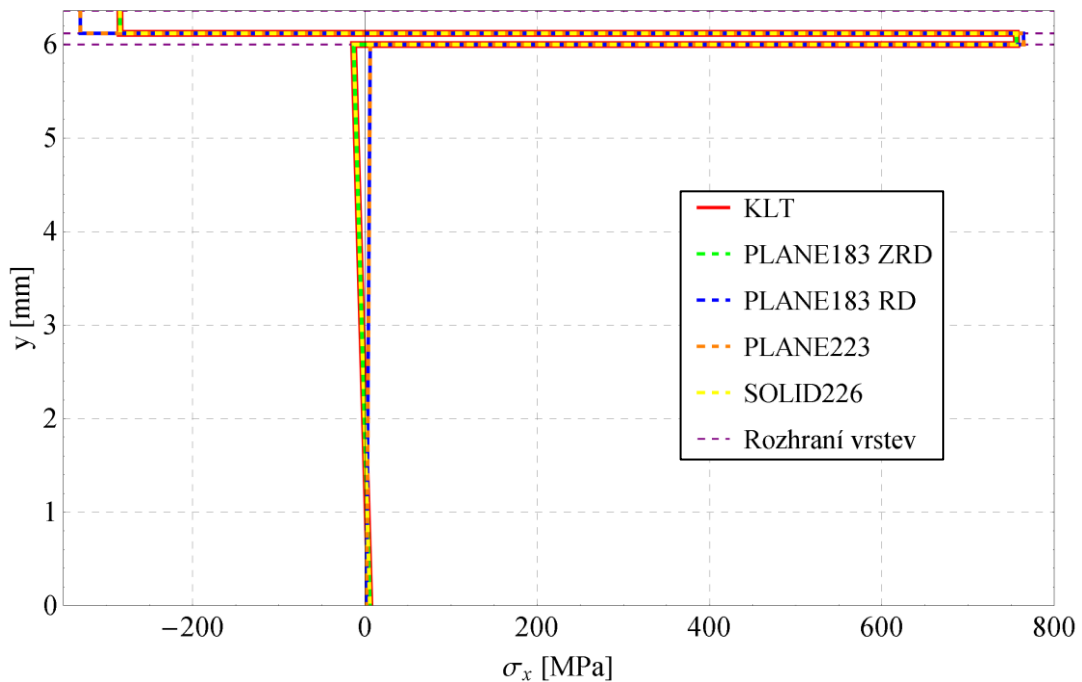
Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	TC
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	53
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,25
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \cdot K^{-1}$	14,4	14	7,2
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	11,5	4,31	1,5
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1475	1 680	2 100



Obrázek 28 – Rovinný (nahore) a prostorový (dole) model určený pro numerický výpočet

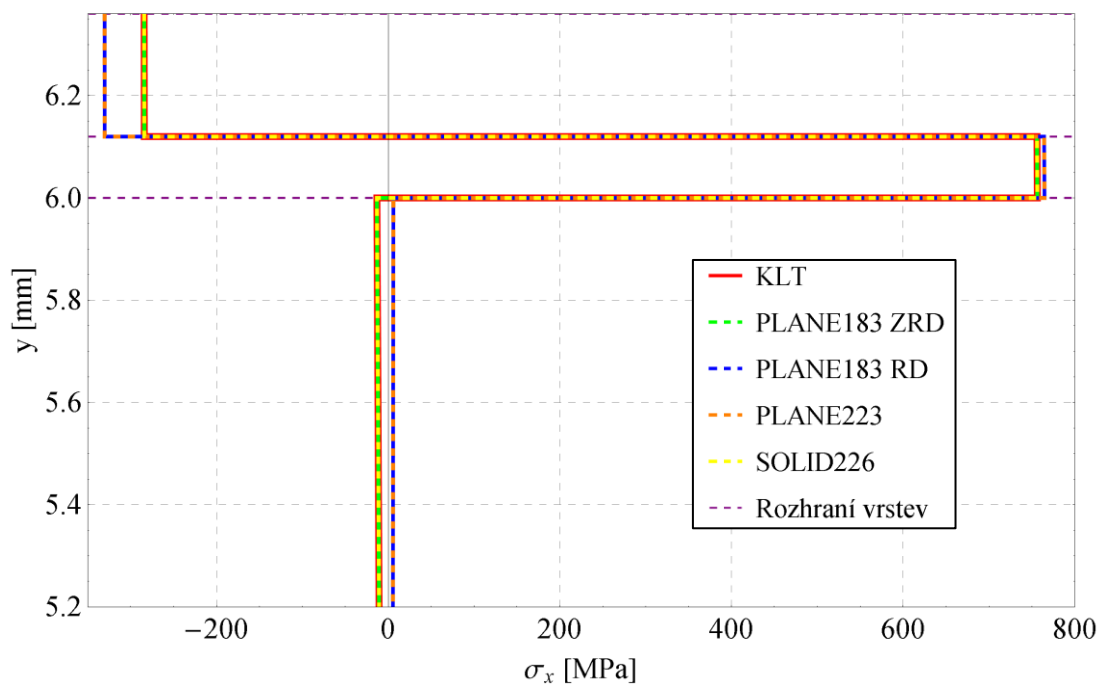
Sít konečných prvků byla vytvořena v souladu s předchozí podkapitolou a její podobu lze vidět na obrázku 28. Vzhledem k tomu, že průběh teplot po průřezu je rozdělen na po částech konstantní hodnoty teplot, bylo nutno u modelu klasické laminátové teorie zvolit dostatečně jemné dělení po tloušťce. Na základě konvergenční studie, byla jedna vrstva rozdělena na 64 podvrstev.

Ze všeho nejdříve byly porovnány výsledky v případě konstantní teploty po průřezu. Vyhodnocují se hodnoty napětí na ose symetrie, která je dostatečně vzdálená od volného okraje a ten tak nemůže napětí  $\sigma_x$  ovlivňovat. Při pohledu na hodnoty napětí  $\sigma_x$  je patrná v podstatě přesná shoda mezi klasickou laminátovou teorií (KLT), modelem složeným z PLANE183 se zobecněnou rovinou deformací a modelem z prvků typu SOLID226. Také si lze povšimnout rozdílů v rovinných modelech, u kterých byla uvažována rovinná deformace (RD) a zobecněná rovinná deformace (ZRD). V případě vrchní vrstvy byla hodnota, získaná při uvažování rovinné deformace, o 16 % ( $y = 6,36$  mm) menší než hodnota při zobecněné rovinné deformaci. Na rozhraní substrátu a vazebné vrstvy ( $y = 6$  mm, v substrátu) jsou absolutní hodnoty napětí odlišné více než dvojnásobně. Výsledky napětí  $\sigma_x$  pro případ konstantní teploty jsou zobrazeny v grafu 3, kde si lze všimnout náhlých skoků napětí, které se nacházejí na rozhraní dvou materiálů a jsou způsobené rozdílnými materiálovými charakteristikami. Pro lepší přehlednost je v grafu 4 zobrazen také detail horních dvou vrstev (vazebné a vrchní). Hodnoty napětí  $\sigma_x$  na rozhraních vrstev při konstantní cílové teplotě  $T = 289$  K jsou také vypsány v tabulce 4.



Graf 3 – Průběhy napětí pro konstantní teplotu po výšce vzorku (KLT – Klasická laminátová teorie, RD – rovinná deformace, ZRD – zobecněná rovinná deformace)





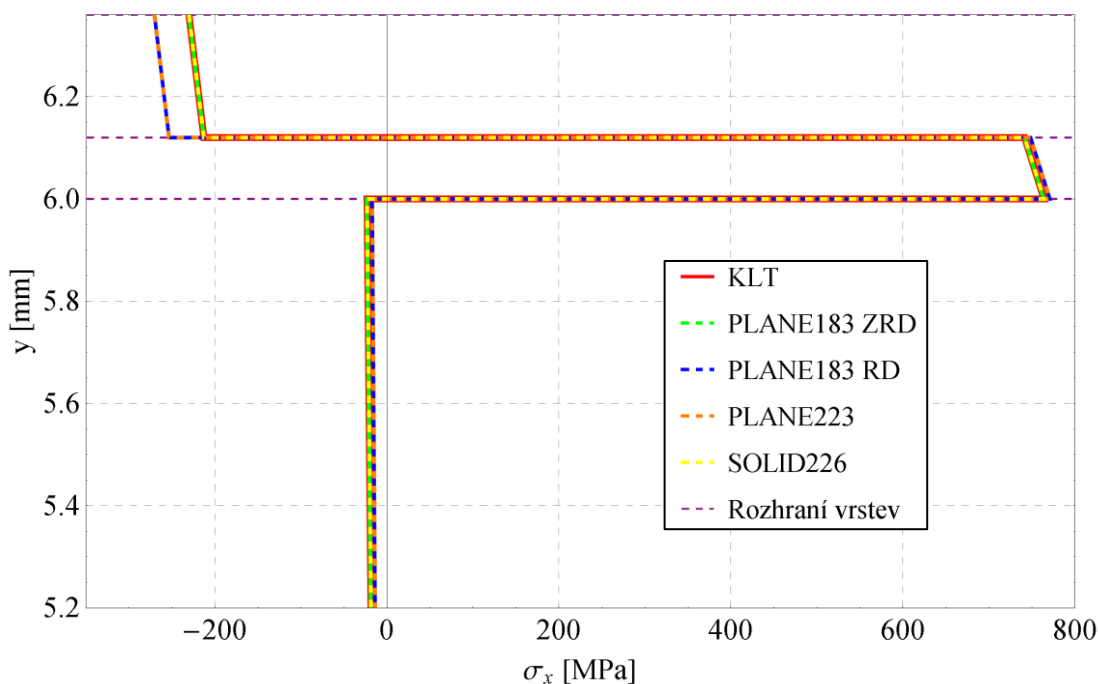
Graf 4 – Detail průběhu napětí v prvních třech horních vrstvách při konstantní teplotě po výšce modelu

Tabulka 4 – Hodnoty napětí  $\sigma_x$  pro konstantní teplotu  $T = 298\text{ K}$

Metoda y poloha, vrstva	KLT	PLANE183 ZRD	PLANE223	PLANE183 RD	SOLID226
6,36 mm, Vrchní	-284,4 MPa	-284,4 MPa	-330,44 MPa	-330,44 MPa	-284,38 MPa
6,12 mm, Vrchní	-284,21 MPa	-284,21 MPa	-330,36 MPa	-330,36 MPa	-284,2 MPa
6,12 mm, Vazebná	755,92 MPa	755,92 MPa	764,21 MPa	764,21 MPa	755,99 MPa
6 mm, Vazebná	756,34 MPa	756,34 MPa	764,39 MPa	764,39 MPa	756,41 MPa
6 mm, Substrát	-13,18 MPa	-13,18 MPa	6,03 MPa	6,03 MPa	-13,12 MPa
0 mm, Substrát	5,68 MPa	5,68 MPa	1,89 MPa	1,89 MPa	5,67 MPa

Vypočítané hodnoty napětí  $\sigma_x$  pro teplotní gradient jsou vypsány v tabulce 5. V grafu 5 je poté zobrazen detail rozhraní mezi substrátem a vazebnou vrstvou ( $y = 6\text{ mm}$ ), vazebnou a vrchní vrstvou ( $y = 6,12\text{ mm}$ ). Při uvažování teplotního gradientu získané výsledky odpovídaly očekávání. To znamená, že se opět objevila přesná shoda mezi klasickou laminátovou teorií (KLT), modelem zahrnujícím zobecněnou rovinnou deformaci (ZRD) a prostorovým modelem. Rozdíly mezi výsledky získanými při uvažování rovinné deformace (RD) a zobecněné rovinné deformace byly významné u substrátu ( $y = 0\text{ mm}$ ), kde zobecněná rovinná deformace poskytovala o 43 % vyšší hodnoty než obyčejná rovinná deformace.





Graf 5 – Detail průběhů napětí při uvažování teplotního gradientu

Tabulka 5 – Hodnoty napětí  $\sigma_x$  pro teplotní gradient

Metoda y poloha, vrstva	KLT	PLANE183 ZRD	SOLID226	PLANE223	PLANE183 RD
6,36 mm, Vrchní	-230,24 MPa	-230,33 MPa	-230,32 MPa	-270,39 MPa	-270,39 MPa
6,12 mm, Vrchní	-212,95 MPa	-213,03 MPa	-213,02 MPa	-253,42 MPa	-253,42 MPa
6,12 mm, Vazebná	741,48 MPa	741,10 MPa	741,17 MPa	748,34 MPa	748,34 MPa
6 mm, Vazebná	764,02 MPa	763,66 MPa	763,72 MPa	770,69 MPa	770,69 MPa
6 mm, Substrát	-23,16 MPa	-23,48 MPa	-23,43 MPa	-17,24 MPa	-17,24 MPa
0 mm, Substrát	10,78 MPa	11,12 MPa	11,14 MPa	7,81 MPa	7,81 MPa

Tímto se potvrdilo, že algoritmus napsaný v programu Mathematica na základě klasické laminátové teorie (rozšířený o prostup tepla rovinnou stěnou) kvalitativně i kvantitativně odpovídá výsledkům získaných metodou konečných prvků při uvažování zobecněné rovinné deformace, případně výpočtu s využitím prostorového prvku SOLID226. Výpočty napětí u rovinných prvků, při uvažování obyčejné rovinné deformace, nedávají uspokojivé výsledky. To je dáno tím, že ve skutečnosti se teplotně zatížený model roztáhne do všech směrů. Rovinná deformace však předpokládá nulové přetvoření ve směru kolmém na rovinu modelu (na obrázku 25 je tento směr představován osou z). Touto studií bylo ověřeno, že výsledky napětí produkované klasickou laminátovou teorií jsou ve velmi dobrém souladu s numerickým MKP modelem (jak prostorovým, tak rovinným modelem uvažujícím zobecněnou rovinnou deformaci) a z tohoto důvodu bude pro úsporu času při provádění následujících parametrických studií (hledání optimálních charakteristik a parametrů povlaku) využito výhradně výpočetně nejméně náročné metody, tedy klasické laminátové teorie.

## 7 Návrh optimálního rozložení povlaku

### 7.1 Způsob a cíl hledání parametrů

Na základě provedené rešeršní studie bylo zjištěno, že materiálové vlastnosti jednotlivých komponent tepelných bariér se mohou mezi sebou velmi lišit (například v závislosti na způsobu aplikace materiálu na substrát). Obecně ale mají mezi sebou následující vztahy:

- Hodnota součinitele teplotní roztažnosti vrchní vrstvy ( $\alpha_{TC}$ ) je několikanásobně menší než hodnota substrátu ( $\alpha_{SUB}$ ).
- Hodnota součinitele teplotní roztažnosti vazebné vrstvy  $\alpha_{BC}$  se obvykle nachází mezi hodnotami  $\alpha_{SUB}$  a  $\alpha_{TC}$ .
- Poissonovy poměry jsou u substrátu větší než u vrchní vrstvy.
- Referenční teplota vrchní vrstvy je vyšší než referenční teplota substrátu a vazebné vrstvy.
- Součinitel tepelné vodivosti vrchní vrstvy je několikrát menší než vazebné vrstvy a substrátu.
- Modul pružnosti v tahu substrátu je vyšší než modul pružnosti vrchní vrstvy a zároveň modul pružnosti vazebné vrstvy může být vyšší než modul pružnosti substrátu.

Z uvedených informací je zřejmé, že materiálové charakteristiky jednotlivých vrstev nemohou být zcela náhodné. Součinitelé teplotních roztažností substrátu a vrchní vrstvy mohou být rozdílné více než dvojnásobně a moduly pružnosti v tahu více než čtyřnásobně. Získané poznatky byly zohledněny při zadávání vstupních údajů v provedené analýze.

Kritériem pro posuzování vhodnosti nalezeného řešení byla velikost napětí  $\sigma_x$  ve směru osy  $x$  (respektive  $z$ , viz Obrázek 25), které bylo zjišťováno v dostatečné vzdálenosti od volných okrajů modelu. Pro napětí  $\sigma_x$  byl zvolen interval hodnot, který určoval přípustné řešení. Kvůli velkému množství možných proměnných parametrů, by bylo z časového hlediska velmi obtížné realizovat proceduru vícerozměrné optimalizace. Navíc charakter úlohy je takový, že obsahuje vázané extrémy, což řešení ještě více komplikuje. Vzhledem k rychlosti a jednoduchosti byl zvolen analytický výpočet pomocí vytvořeného kódu v prostředí matematického softwaru Mathematica 9.0, který je popsán v kapitole 6.1. Hledání nejvhodnějších parametrů povlaku probíhalo následujícím způsobem: zvolení proměnných veličin (nejčastěji tloušťka vrstvy a součinitel teplotní roztažnosti), zvolení intervalů hodnot, ve kterém se vybrané veličiny mohou pohybovat (viz výše zmíněné poznatky) a následné vypočítání napětí ve všech vrstvách pro všechny kombinace veličin ze zadaných intervalů. Po získání hodnot napětí, byly výsledky analyzovány. Pro každý typ povlaku byl tento postup proveden jak pro konstantní teplotu po výšce modelu, tak při uvažování nehomogenního teplotního pole. Konkrétní rozmezí intervalu kritériální hodnoty napětí a vybrané proměnné veličiny a jejich intervaly byly v jednotlivých typech povlaku různé, proto je bližší popis uveden v příslušných podkapitolách. Avšak jak potvrdila provedená rešerše, velikost teplotního zbytkového napětí je významně závislá na součiniteli teplotní roztažnosti. Proto ve všech třech případech byla tato veličina použita jako jeden z proměnných parametrů. Počet dělení vrstev byl v souladu s konvergenční studií zvolen na 64 výpočetních bodů po tloušťce jedné vrstvy.

## 7.2 Dvouvrstvý povlak

### 7.2.1 Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu

Geometrie povlaku v případě dvouvrstvého povlaku odpovídala obrázek 25a. V prvním kroku byl zvolen rozměr substrátu a vrchní vrstvy  $t_{BC} = 6$  mm a  $t_{TC} = 0,3$  mm, jako typické rozměry uváděné v literatuře. Tloušťka vazebné vrstvy byla proměnná v intervalu  $t_{BC} = (0; 0,5)$  mm. Tloušťka vrchní vrstvy byla neměnná z toho důvodu, že přítomnost vrchní vrstvy je podstatou ochranného povlaku a zvětšování tloušťky vrchní vrstvy, která má nižší hodnotu  $\alpha_{TC}$ , pouze zvyšuje hodnoty napětí v povlaku. Přítomnost vazebné vrstvy je také nezbytná z mnoha důvodů (viz kapitola 3.1.1), proto není interval ohraničený zleva včetně. Dalším proměnným parametrem je součinitel teplotní roztažnosti vazebné vrstvy v intervalu  $\alpha_{BC} = \langle 1; 15 \rangle 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Ten byl zvolený z důvodu toho, že hodnoty  $\alpha_{SUB}$  a  $\alpha_{TC}$  jsou obvykle krajními hodnotami součinitelů teplotní roztažnosti v celém povlaku. Materiálové charakteristiky jsou poté zapsány v tabulce 6. V případě konstantní teploty po výšce modelu byla vždy použita pokojová teplota ( $T = 298 \text{ K}$ ), při které by měly podle předpokladů být nejvyšší napětí. Okrajové podmínky odpovídají těm, které byly popsány v kapitole 6. Interval přípustných napětí byl následující:

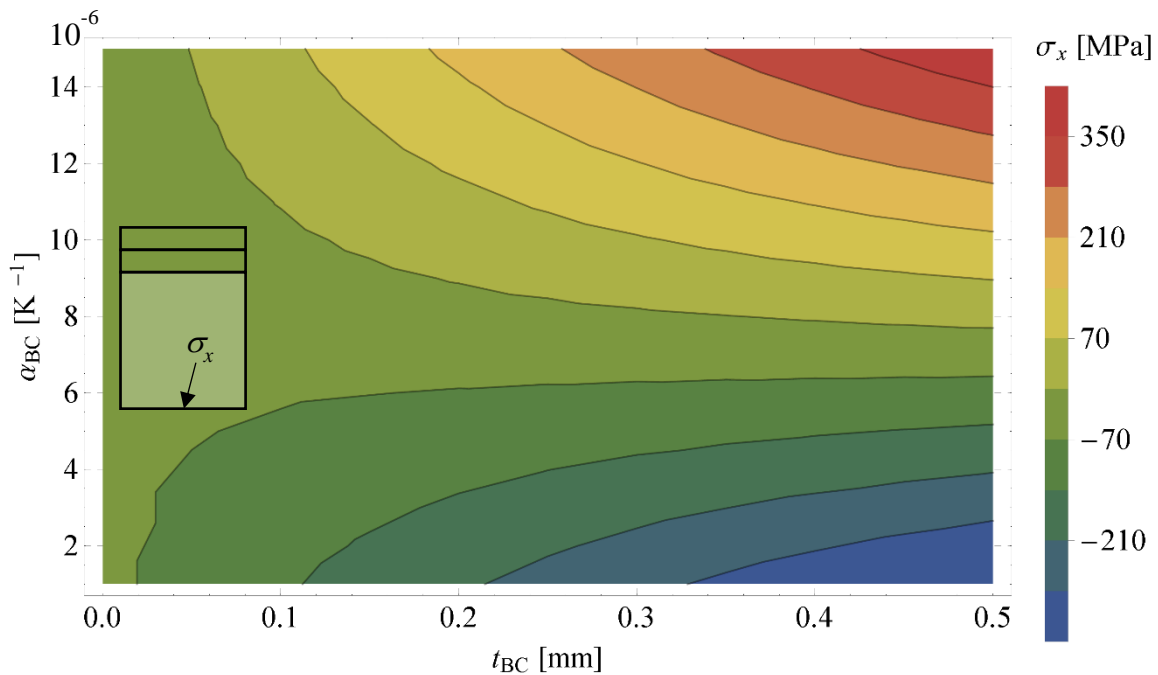
$$\sigma_{TC} \leq \sigma_{BC} \leq \sigma_{SUB}. \quad (7.48)$$

Kritérium (7.48) bylo zvoleno na základě poznatku, že napětí ve vrchní vrstvě tepelných bariér je tlakové a zároveň nižší než napětí v substrátu.

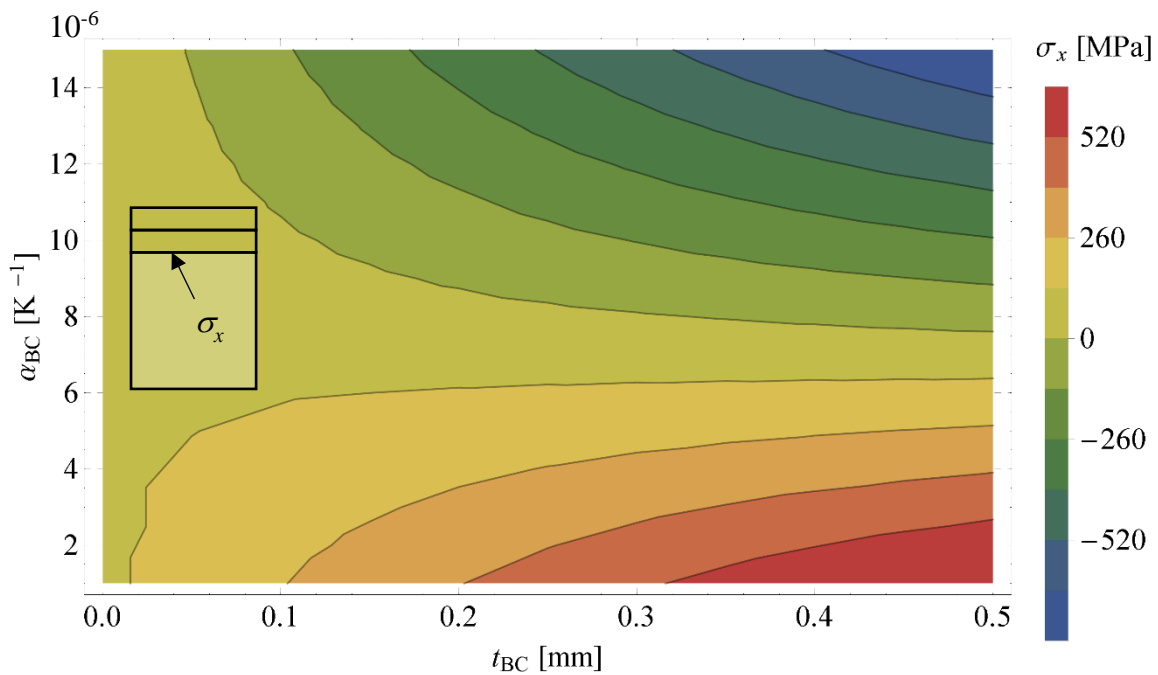
Tabulka 6 – Materiálové charakteristiky použité pro dvouvrstvý povlak, SUB – substrát, BC – vazebná vrstva, TC – vrchní vrstva

Charakteristiky vrstev	Jednotky	SUB	BC	TC
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	53
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,25
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \text{ K}^{-1}$	8	$\langle 1; 15 \rangle$	1
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	1,5
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	2 100
Tloušťka $t$	mm	6	$(0; 0,5)$	0,3

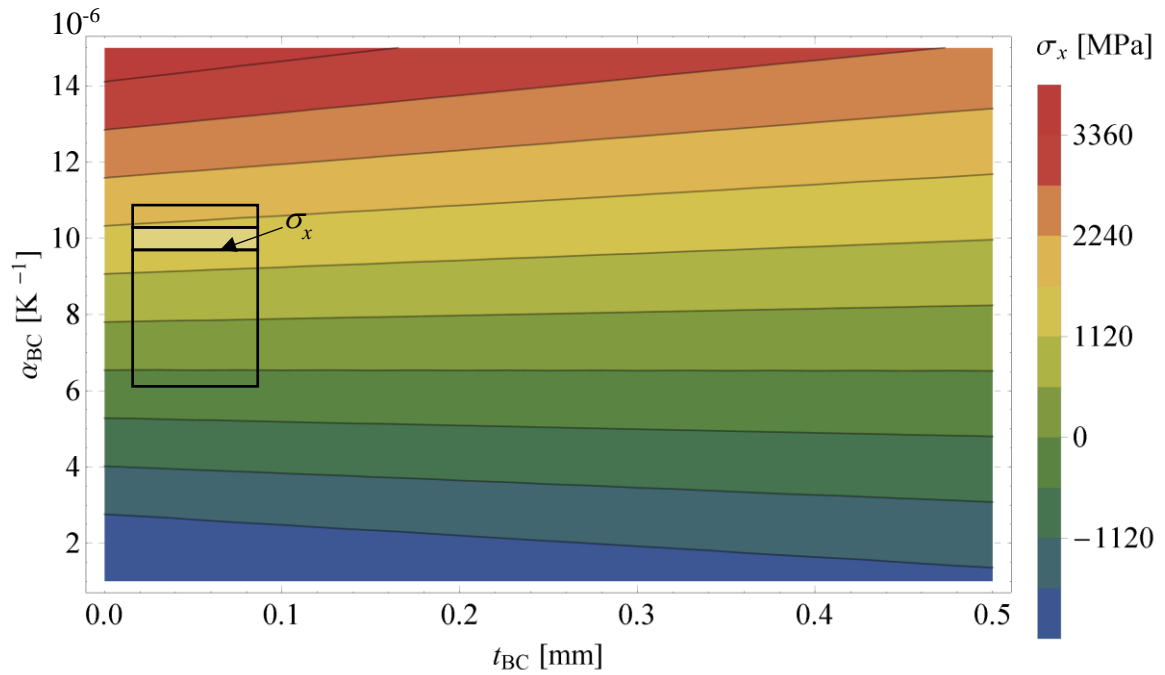
Při uvážení konstantní cílové teploty substrátu a povlaku byly s využitím parametrického výpočtu v softwaru Mathematica vypočítány pro výše uvedené charakteristiky a jejich případné rozsahy napětí  $\sigma_x$  po výšce celé vícevrstvé struktury. Tato napětí byla vypočítána jako funkce tloušťky vazebné vrstvy a jejího součinitele teplotní roztažnosti. Pro vizualizaci výsledků byly zvoleny konturové grafy, které názorně zobrazují napětí  $\sigma_x$  pro všechny vypočítané případy v příslušném rozhraní povlaku.



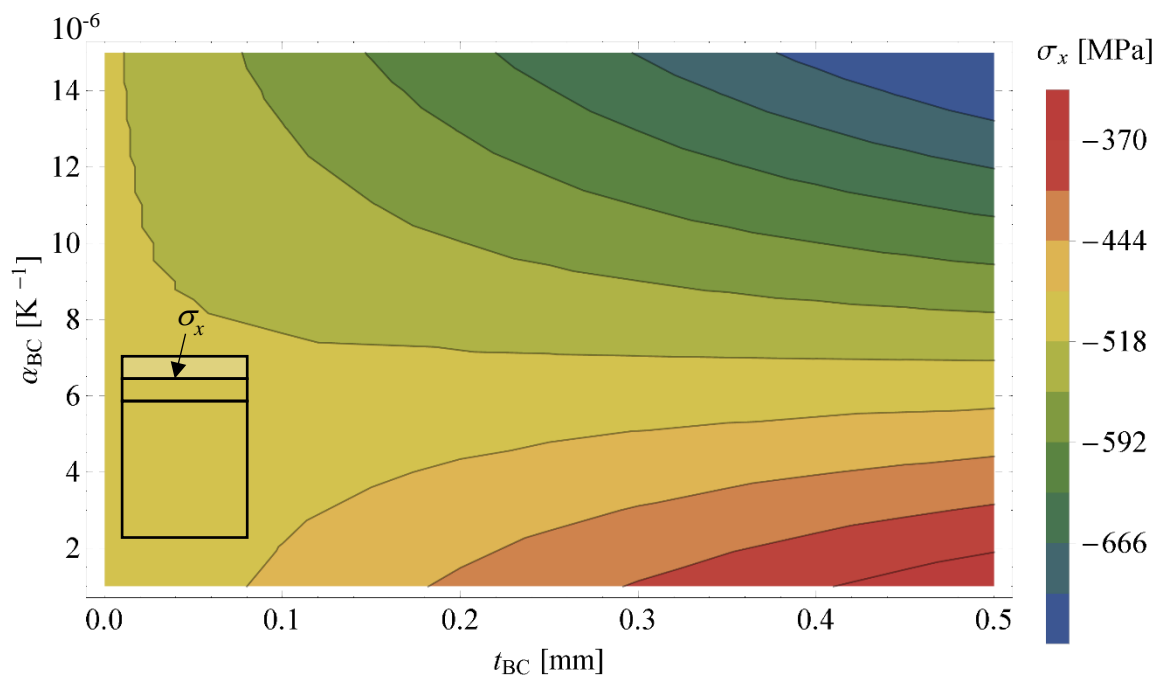
Graf 6 – Závislost napětí  $\sigma_{SUB}$  na součiniteli teplotní roztažnosti vazebné vrstvy  $\alpha_{BC}$  a tloušťky vazebné vrstvy  $t_{BC}$ , nacházející se na spodní straně substrátu



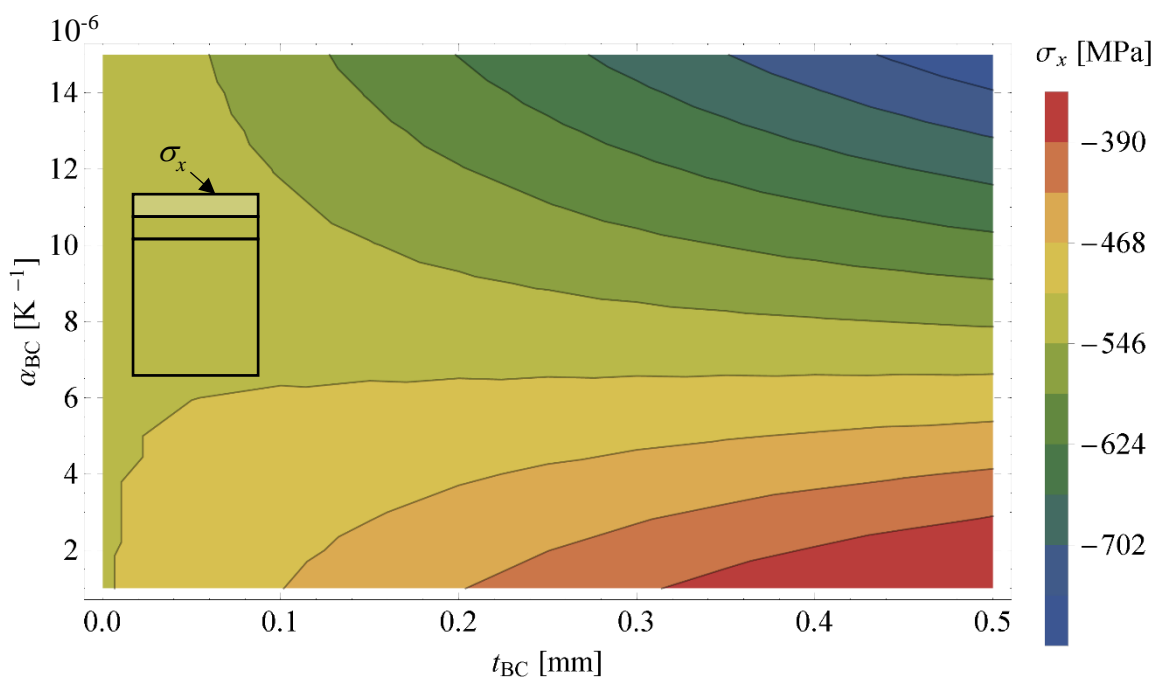
Graf 7 - Závislost napětí  $\sigma_{SUB}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $t_{BC}$ , nacházející se na rozhraní substrátu a vazebné vrstvy v materiálu substrátu



Graf 8 - Závislost napětí  $\sigma_{BC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $t_{BC}$ , nacházející se na rozhraní substrátu a vazebné vrstvy v materiálu vazebné vrstvy



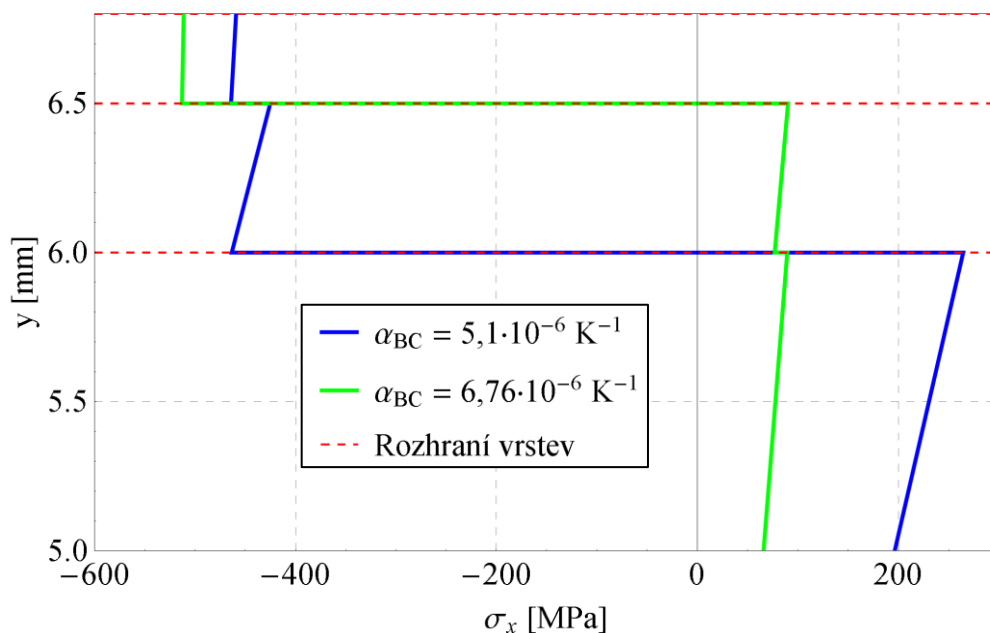
Graf 9 - Závislost napětí  $\sigma_{TC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $t_{BC}$ , nacházející se na rozhraní vazebné a vrchní vrstvy v materiálu vrchní vrstvy



Graf 10 - Závislost napětí  $\sigma_{TC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $t_{BC}$ , nacházející se na vrchní vrstvě

Při porovnání kontur a gradientů napětí jednotlivých grafů je zřejmé, že vrstva vazebné vrstvy je nejvíce citlivá na změnu součinitele  $\alpha_{BC}$ , méně na tloušťku vazebné vrstvy  $t_{BC}$ . Na tloušťku vazebné vrstvy je více citlivá vrchní vrstva a substrát, ale přibližně od tloušťky  $t_{BC} = 0,2$  mm hraje dominantní úlohu ve velikosti teplotních zbytkových napětích opět teplotní součinitel roztažnosti vazebné vrstvy. Závislost napětí  $\sigma_{BC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $t_{BC}$  ve vazebné vrstvě na rozhraní s vrchní vrstvou je shodná s grafem 8.

V souladu s podmínkou (7.48) bylo při předběžné analýze výsledků zjištěno, že hodnoty součinitelů teplotních roztažností  $\alpha_{BC}$  nabývají krajních hodnot pro tloušťku povlaku  $t_{BC} = 0,5$  mm, které jsou  $\alpha_{BC} = \langle \alpha_{BCd}; \alpha_{BCh} \rangle = \langle 5,1; 6,76 \rangle 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  (viz Graf 11).



Graf 11 – Průběh napětí po výšce modelu při  $t_{BC} = 0,5$  mm,  $\alpha_{BC} = 5,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,76 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Zároveň je při těchto krajních hodnotách v modelu největší tahové napětí, které se nachází v materiálu substrátu na rozhraní s vazebnou vrstvou (viz Graf 11,  $y = 6$  mm). Při porovnání zjištěného intervalu hodnot s grafem 8 lze zjistit, že horní hranice  $\alpha_{BC}$  se s rostoucí tloušťkou nemění. Dolní hranice  $\alpha_{BCd}$  je však v tomto případě závislá na tloušťce vazebné vrstvy podle vztahu:

$$\alpha_{BCd} = -0,6t_{BC} + 5,4. \quad (7.49)$$

Takto získaný interval  $\alpha_{BC}$  vyhovuje podmínce (7.48) a pro rozhraní vazebná vrstva substrát může být zapsán následujícím způsobem:

$$\alpha_{BC} = \langle -0,6t_{BC} + 5,4; 6,76 \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1} \quad (7.50)$$

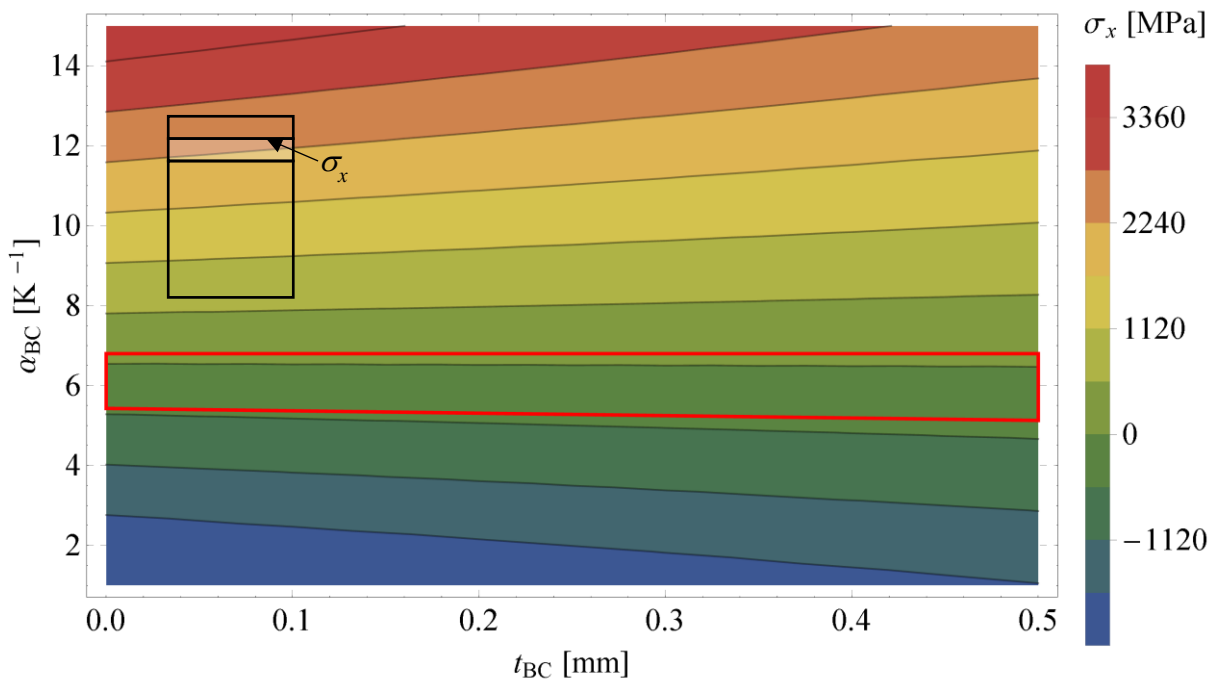
Pokud je potřeba vztáhnout uvedený interval k daným materiálovým charakteristikám, respektive k daným hodnotám  $\alpha_{SUB}$  a  $\alpha_{TC}$  je možné ho přibližně vyjádřit jako:

$$\alpha_{BC} = \langle \alpha_{SUB} - 0,414\Delta\alpha - 0,6t_{BC} + 0,3; 0,845 \cdot \alpha_{SUB} \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}, \quad (7.51)$$

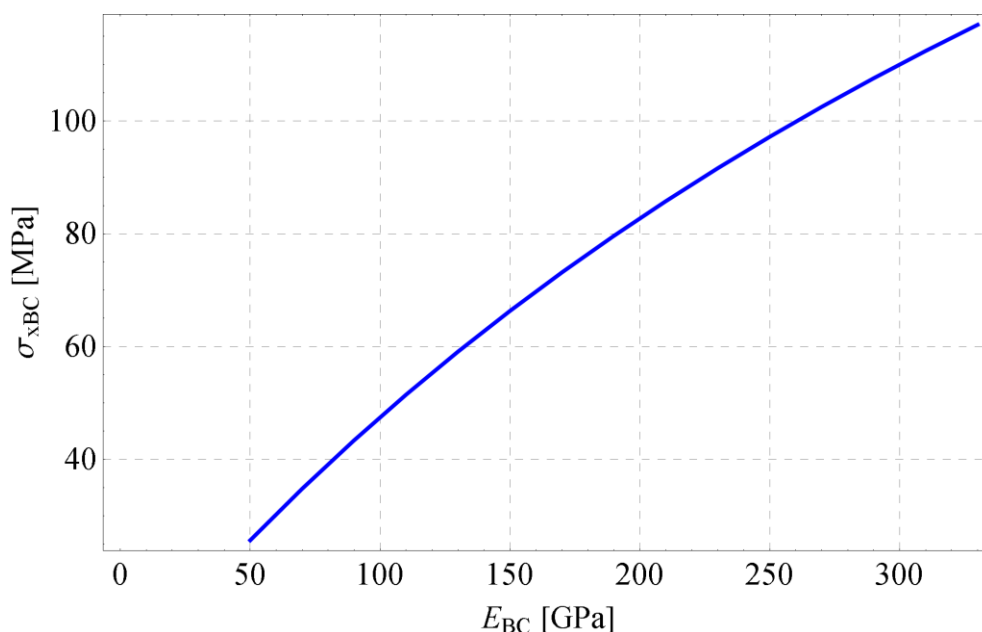
kde  $\Delta\alpha = \alpha_{SUB} - \alpha_{TC}$ . Z výše uvedeného intervalu je zřejmé, že za výše uvedených podmínek je jeho dolní mez závislá jak na tloušťce vazebné vrstvy, tak na rozdílu součinitelů teplotní roztažnosti substrátu a vrchní vrstvy. Horní mez je závislá pouze na hodnotě teplotní roztažnosti substrátu a tvoří přibližně 84 % jeho hodnoty. Číslo je zaokrouhleno dolů z toho důvodu, že napětí  $\sigma_{BC}$  je poté blíže druhé krajní hodnotě  $\sigma_{TC}$ , je to tedy konzervativnější než klasické zaokrouhlení nahoru. Z výše uvedeného je také patrné, že čím je vazebná vrstva tenčí, tím se velikost intervalu snižuje. Tento interval je pro názornost zobrazen pomocí konturového grafu na rozhraní vazebné a vrchní vrstvy v materiálu vazebné vrstvy (viz Graf 12). Z výsledků je také zřejmé, že zvyšování tloušťky vazebné vrstvy vede ke zvyšování napětí v této vrstvě.

Pro úplnost je třeba popsat chování napětí v tomto povlaku, za takto stanovenými hranicemi  $\alpha_{BC}$ . Pokud je napětí ve vazebné vrstvě přibližně na stejné úrovni jako ve vrchní vrstvě (Graf 11, modrá křivka) a dále se snižuje hodnota  $\alpha_{BC}$ , snižuje se také napětí ve vazebné vrstvě  $\sigma_{BC}$ , ale naopak vzrůstá hodnota  $\sigma_{SUB}$  a  $\sigma_{TC}$ . Pokud je velikost napětí ve vazebné vrstvě blízko hodnotě napětí v substrátu (Graf 11, zelená křivka) není žádoucí dále zvyšovat součinitel teplotní roztažnosti vazebné vrstvy. Díky vysokému gradientu roste napětí se vzrůstajícím  $\alpha_{BC}$  velice rychle a může snadno přesáhnout povolenou mez (viz Graf 8). Na druhou stranu, již tak dostatečně nízké napětí ve vrchní vrstvě  $\sigma_{TC}$  by se zvyšující velikostí  $\alpha_{BC}$  ještě více snižovalo, což může vést stejně dobře ke ztrátě integrity povlaku jako příliš vysoké tahové napětí. Z výše uvedeného vyplývá, že hodnota součinitele teplotní roztažnosti by za žádných okolností neměla být větší než  $\alpha_{SUB}$ . Vhodná krajní mez je 84 % hodnoty součinitele teplotní roztažnosti substrátu.

V dalším kroku byla tloušťka vazebné vrstvy a  $\alpha_{BC}$  neměnná a jejich hodnoty byly zvoleny tak, aby odpovídaly krajním hodnotám zjištěného intervalu. Jako proměnné byly postupně zvoleny modul pružnosti v tahu vazebné vrstvy v intervalu  $E_{BC} = \langle 50\,000; 330\,000 \rangle$  MPa a poté referenční teplota vazebné vrstvy v intervalu  $T_{refBC} = \langle 1\,000; 2\,800 \rangle$  K. Ostatní materiálové charakteristiky byly stejné jako v předchozím případě. Z výsledků vyplynulo, že změnou modulu pružnosti a referenční teploty dané vrstvy se významně mění pouze napětí v příslušné vrstvě a napětí v ostatních vrstvách nejsou příliš ovlivněny.



Graf 12 – Vyznačení oblasti (červeně ohraničený čtyřúhelník) platnosti kritéria (7.48), hodnoty napětí odpovídají vazebnému povlaku na rozhraní s vrchní vrstvou



Graf 13 – Hodnoty napětí  $\sigma_x$  ve vazebné vrstvě na rozhraní vazebné a vrchní vrstvy pro:  $\alpha_{BC} = 6,76 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ,  $t_{BC} = 0,5 \text{ mm}$ ,  $T_{refBC} = 1 \text{ 680 K}$

Graf 13 zobrazuje napětí  $\sigma_x$  v závislosti na modulu pružnosti vazebné vrstvy pro hodnoty  $\alpha_{BC} = 6,76 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ,  $t_{BC} = 0,5 \text{ mm}$  a  $T_{refBC} = 1 \text{ 680 K}$ . Absolutní hodnota napětí  $\sigma_x$  ve vazebné vrstvě se vzrůstající hodnotou  $E_{BC}$  stoupá podle předpokladů i v případě druhé krajní hodnoty výše zmíněného intervalu, to jest  $\alpha_{BC} = 5,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Stejně tak s rostoucím  $E_{BC}$  mírně roste i tlakové napětí  $\sigma_x$  ve vrchní vrstvě. Podobný vliv na napětí ve vrstvách má referenční teplota vazebné vrstvy  $T_{refBC}$ . Pokud se při zachování ostatních materiálových charakteristik povlaku zvyšuje hodnota  $T_{refBC}$ , roste s ní i napětí ve vazebné vrstvě. S rostoucí hodnotou referenční teploty vazebné vrstvy rovněž roste tlakové napětí ve vrchní vrstvě.



## 7.2.2 Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu

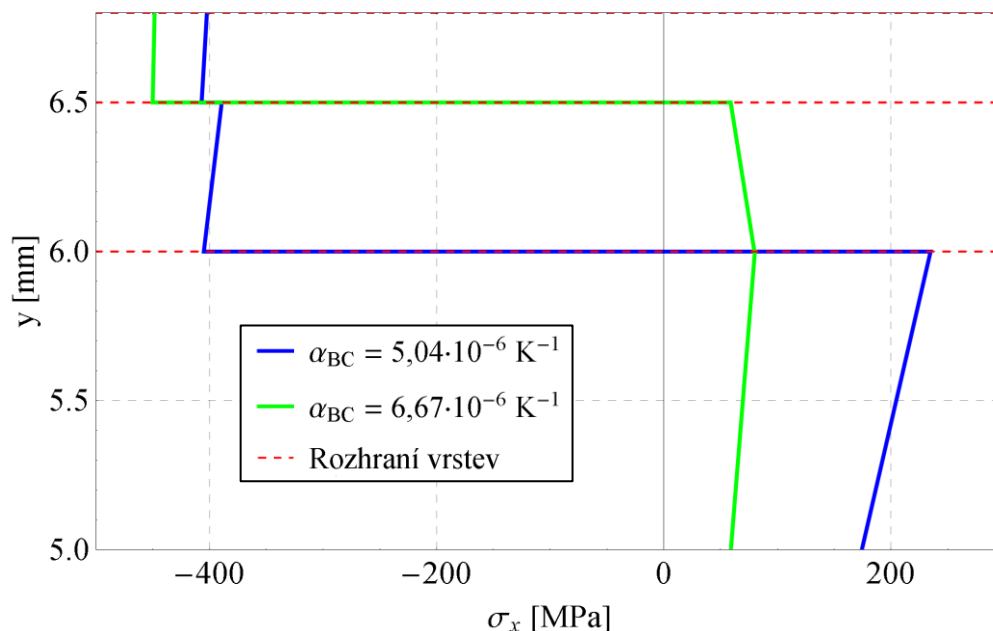
Postup, který je zmíněn výše, byl aplikován stejným způsobem při hledání vhodného intervalu hodnot součinitelů teplotní roztažnosti vazebné vrstvy v modelu s nehomogenním teplotním polem. Tloušťky vrstev substrátu a vazebné vrstvy byly kvůli komparativním účelům stejné, konkrétně tedy  $t_{SUB} = 6$  mm a  $t_{TC} = 0,3$  mm. Intervaly proměnných  $t_{BC} = (0; 0,5)$  mm a  $\alpha_{BC} = \langle 1; 15 \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  byly zachovány z předchozího případu. Teplota horní plochy v tomto případě byla  $T_h = 498$  K a spodní  $T_s = 298$  K. Materiálové charakteristiky odpovídají těm, které jsou uvedeny v tabulce 6. Kritérium pro velikosti napětí bylo zachováno taktéž nezměněno. Pro výpočet bylo použito dělení 64 bodů na jednu vrstvu.

Získané konturové grafy napětí při uvážení teplotního gradientu kvalitativně odpovídaly těm, které byly získány pro konstantní teplotu po výšce modelu (viz Graf 6 – Graf 10). Zvýšená teplota na straně vrchní vrstvy měla za následek snížení absolutních hodnot napětí v celém průřezu modelu. Tudíž řešením příslušného intervalu napětí bude opět interval hodnot součinitelů teplotní roztažnosti. Krajiní hodnoty  $\alpha_{BC}$ , které vyhovovaly podmínce (7.48), byly opět získány pro tloušťku  $t_{BC} = 0,5$  mm, při které se v modelu vyskytovaly největší tahová napětí v materiálu substrátu na rozhraní s vazebnou vrstvou (viz Graf 14,  $y = 6$  mm, modrá křivka). Velikost těchto krajiních hodnot se nepatrně snížila, konkrétně pro  $t_{BC} = 0,5$  mm je  $\alpha_{BC} = \langle 5,04; 6,67 \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Názorně je oblast přípustných hodnot  $\alpha_{BC}$  a tlouštěk vazebných vrstev vyznačena v grafu 15. Interval přípustných hodnot součinitelů teplotních roztažností vazebné vrstvy lze s dostatečnou přesností přibližně vyjádřit lineární funkcí v závislosti na  $\alpha_{SUB}$  a  $\alpha_{TC}$  pro  $t_{BC} = 0,5$  mm jako:

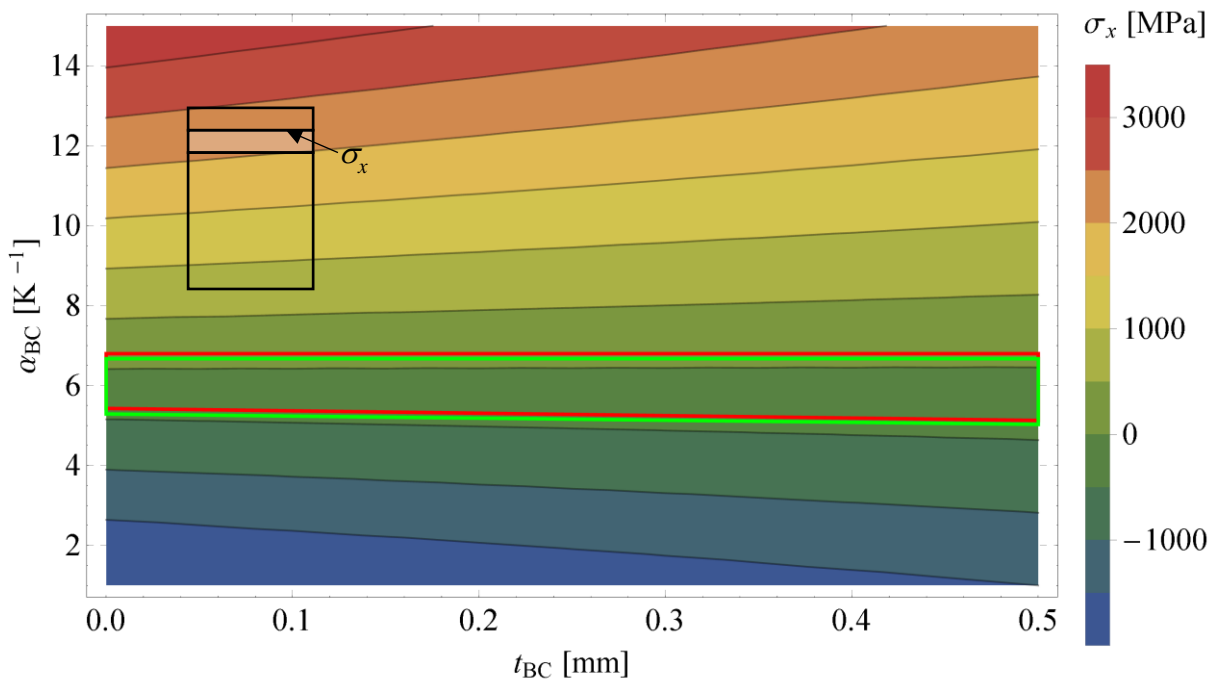
$$\alpha_{BC} = \langle \alpha_{SUB} - 0,414\Delta\alpha - 0,1; 0,834 \cdot \alpha_{SUB} \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}. \quad (7.52)$$

Pro různé tloušťky náležící intervalu  $t_{BC} = (0; 0,5)$  mm je možné výše zmíněný interval vyjádřit následovně:

$$\alpha_{BC} = \langle \alpha_{SUB} - 0,414\Delta\alpha - 0,52t_{BC} + 0,16; 0,834 \cdot \alpha_{SUB} \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}. \quad (7.53)$$



Graf 14 - Průběh napětí po výšce modelu kdy  $t_{BC} = 0,5$  mm,  $\alpha_{BC} = 5,04 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,67 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , při uvažování teplotního gradientu



Graf 15 – Vyznačení oblasti (červeně ohraničený čtyřúhelník) platnosti kritéria (7.48), hodnoty napětí odpovídají vazebnému povlaku na rozhraní s vrchní vrstvou

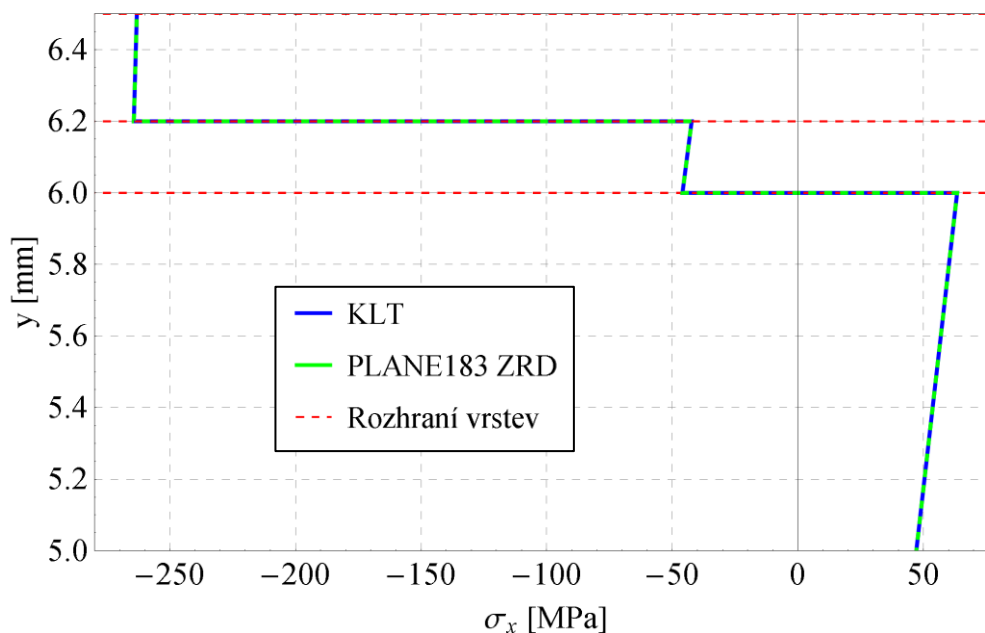
Při uvažování teplotního gradientu vykazuje napětí v povlaku stejného chování jako při konstantní teplotě. Snižování hodnoty  $\alpha_{BC}$  za hranicí  $\alpha_{BCd}$  (kdy  $\sigma_{BC} \approx \sigma_{TC}$ ) vede ke zvyšování velikosti tlakového napětí ve vazebné vrstvě, ale snižování tlakového napětí ve vrchní vrstvě. To samé platí pro snižování tloušťky vazebné vrstvy, která má za následek zvyšování tlakového napětí jak ve vazebné vrstvě, tak ve vrchní vrstvě. Zvyšování hodnoty  $\alpha_{BC}$  za hranicí  $\alpha_{BCb}$  (kdy  $\sigma_{BC} \approx \sigma_{SUB}$ ) vede ke zvyšování velikosti tahového napětí ve vazebné vrstvě a zvyšování tlakového napětí ve vrchní vrstvě. Naopak velikost napětí ve vrstvách v této poloze není příliš citlivá na změnu tloušťky. Stejně, jak tomu bylo při uvažování konstantní teploty po výšce vzorku (jak se lze přesvědčit z grafu 6 až grafu 10). Stejná je i závislost změny modulu pružnosti v tahu vazebné vrstvy při zachování ostatních parametrů neměnných, které vedlo pouze k významnějšímu zvyšování napětí ve vazebné vrstvě. Zvyšování referenční teploty vazebné vrstvy vede obdobně jako v předchozím případě k výraznému zvyšování napětí ve vazebné vrstvě.

### 7.2.3 Porovnání výsledků s MKP

Ověření průběhů napětí po průřezu modelem je provedeno pro materiálové charakteristiky uvedené v tabulce 7, které kromě součinitelů teplotních roztažností odpovídají předešlému případu. Hodnoty tlouštěk substrátu a vazebné vrstvy jsou stejné předešlému případu a jsou taktéž zmíněny v tabulce 7. Tloušťka vazebné vrstvy je zvolena  $t_{BC} = 0,2$  mm. Pomocí zjištěných vztahů je dopočítán interval přípustných hodnot  $\alpha_{BC}$ , ze kterého je vybrána hodnota teplotní roztažnosti vazebné vrstvy. Po získání všech potřebných vstupů jsou zjištěny průběhy napětí  $\sigma_x$  jak pro konstantní teplotu, tak pro teplotní gradient na ose symetrie modelu. V případě konstantní teploty byla teplota vzorku rovna  $T = 298$  K, při uvažování teplotního gradientu byla teplota horní stěny (vrchní vrstvy)  $T_h = 498$  K a spodní stěny (substrátu)  $T_s = 298$  K. Geometrie modelu je znázorněna na obrázku 25a. Pro porovnání s metodou konečných prvků byl na základě kapitoly 6.3 zvolen rovinný prvek PLANE183 se zobecněnou rovinnou deformací.

Tabulka 7 – Materiálové charakteristiky použité pro porovnání dvou metod, pro  $T = 298 \text{ K}$

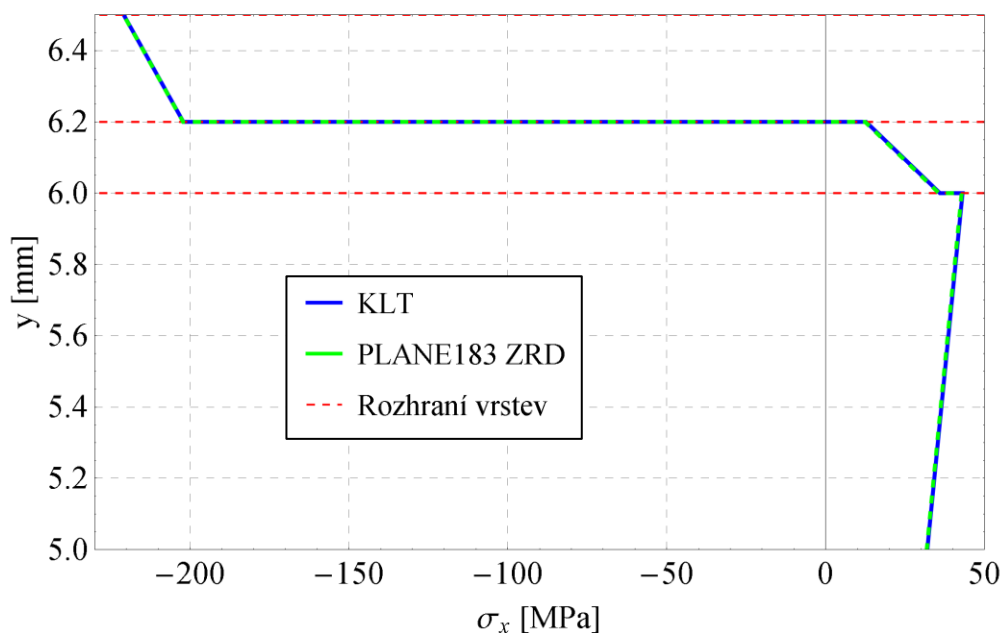
Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	TC
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	53
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,25
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$	14,4	12	7,2
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	1,5
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	2 100
Tloušťka $t$	mm	6	0,2	0,3



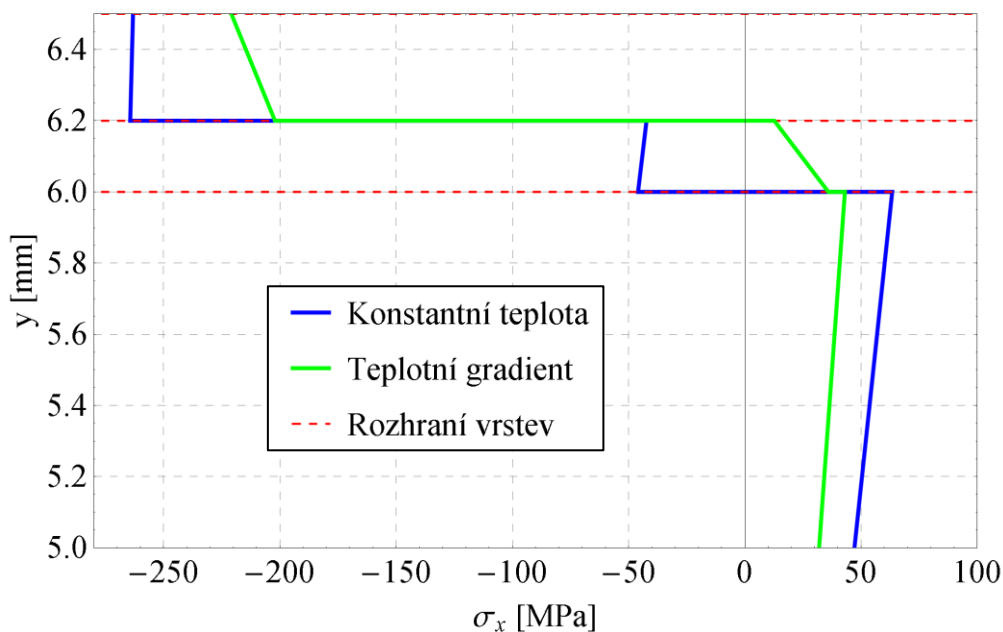
Graf 16 – Porovnání průběhů napětí při neměnné teplotě po výšce modelu

Nejdříve byly vypočítány intervaly součinitelů teplotních roztažností vazebných vrstev pro jednotlivé případy. V případě konstantní teploty po výšce modelu byl interval přípustných hodnot teplotních roztažností  $\alpha_{BC,kt} = \langle 11,6; 12,17 \rangle 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , v případě teplotního gradientu bylo rozmezí  $\alpha_{BC,tg} = \langle 11,57; 12,01 \rangle 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Na tomto základě byla vybrána  $\alpha_{BC} = 12 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$ , která byla stejná pro oba případy. Výsledný průběh napětí získaný pomocí rozšířené klasické laminátové teorie byl identický (kvalitativně i kvantitativně) s průběhem napětí vypočítané metodou konečných prvků, a to jak pro homogenní teplotní pole (viz Graf 16), tak při různých teplotách po výšce modelu (viz Graf 17). Pro porovnání jsou v grafu 18 vykresleny oba průběhy napětí pro konstantní teplotu i pro teplotní gradient, kde si lze všimnout snížení absolutních hodnot napětí za působení zvýšených teplot nehomogenního teplotního pole.

Pro ověření, že výše zmíněné kritérium (7.48) je zvoleno správně a může opravdu fungovat, byly vypočítány dva případy. V prvním z nich je hodnota součinitele tepelné roztažnosti vazebné vrstvy menší a nachází se pod doporučeným intervalem hodnot (7.53), konkrétně  $\alpha_{BC1} = 11 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$ . V případě druhém je naopak  $\alpha_{BC2} = 13 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$  a nachází se tedy nad uvedeným intervalem (7.53). Oba výpočty byly provedeny pro neměnnou teplotu v modelu  $T = 298 \text{ K}$ . Výsledné hodnoty lze nalézt v tabulce 8, kde jsou pro porovnání uvedeny hodnoty  $\sigma_x$  i pro  $\alpha_{BC} = 12 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$ .



Graf 17 – Porovnání průběhů napětí při uvažování nehomogenního teplotního pole



Graf 18 – Porovnání průběhů napětí při konstantní teplotě a teplotním gradientu

Tabulka 8 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  [MPa] pro různé blízké hodnoty  $\alpha_{BC}$

Poloha $y$ , vrstva	$\alpha_{BC} = 11 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$	$\alpha_{BC} = 12 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$	$\alpha_{BC} = 13 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$
6,5 mm, vrchní	-249,27	-263,17	-277,07
6,2 mm, vrchní	-251,41	-264,37	-277,34
6,2 mm, vazebná	-427,51	-42,28	342,95
6 mm, vazebná	-434,0	-45,94	342,12
6 mm, substrát	113,31	63,4	13,48
0 mm, substrát	-59,56	-34,08	-8,59

## 7.3 Třívrstvý povlak

### 7.3.1 Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu

V případě třívrstvého povlaku je geometrie znázorněná na obrázku 25b, rozměry a materiálové charakteristiky jsou zapsány v tabulce 9. Při řešení byl zvolen podobný postup jako v předchozím případě s tím rozdílem, že jako proměnné veličiny byly zvoleny součinitele teplotní roztažnosti vazebné vrstvy ( $\alpha_{BC}$ ) a mezivrstvy ( $\alpha_{IL}$ ). A to z toho důvodu, že zvyšování tloušťky těchto vrstev vede pouze k zvyšování napětí v příslušné vrstvě. Velikosti jejich intervalů byly  $\alpha_{BC} = \alpha_{IL} = \langle 1; 15 \rangle 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Se změnou typu povlaku bylo nutné změnit příslušná kritéria, která měly následující tvar:

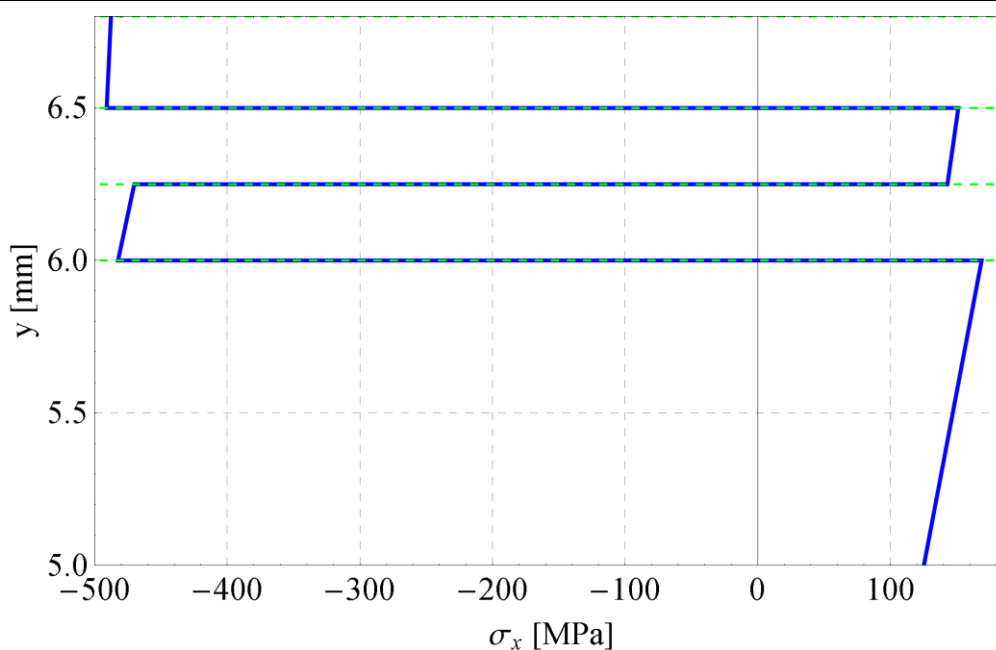
$$\sigma_{TC} \leq \sigma_{BC} \leq \sigma_{SUB}, \quad (7.54)$$

$$\sigma_{TC} \leq \sigma_{IL} \leq \sigma_{BC}. \quad (7.55)$$

Zároveň je požadováno, aby obě kritéria platila současně. První podmínka (7.54) je stejná jako kritérium (7.48), použité u dvouvrstvého povlaku. Druhá z podmínek (7.55) zajišťuje, aby rozložení napětí bylo odstupňované a nevyskytovaly se skoky napětí v opačném smyslu, než je potřeba (viz Graf 19). Jak se později ukázalo, tato podmínka také zajišťuje, aby součinitel teplotní roztažnosti mezivrstvy nebyl vyšší než vazebné vrstvy.

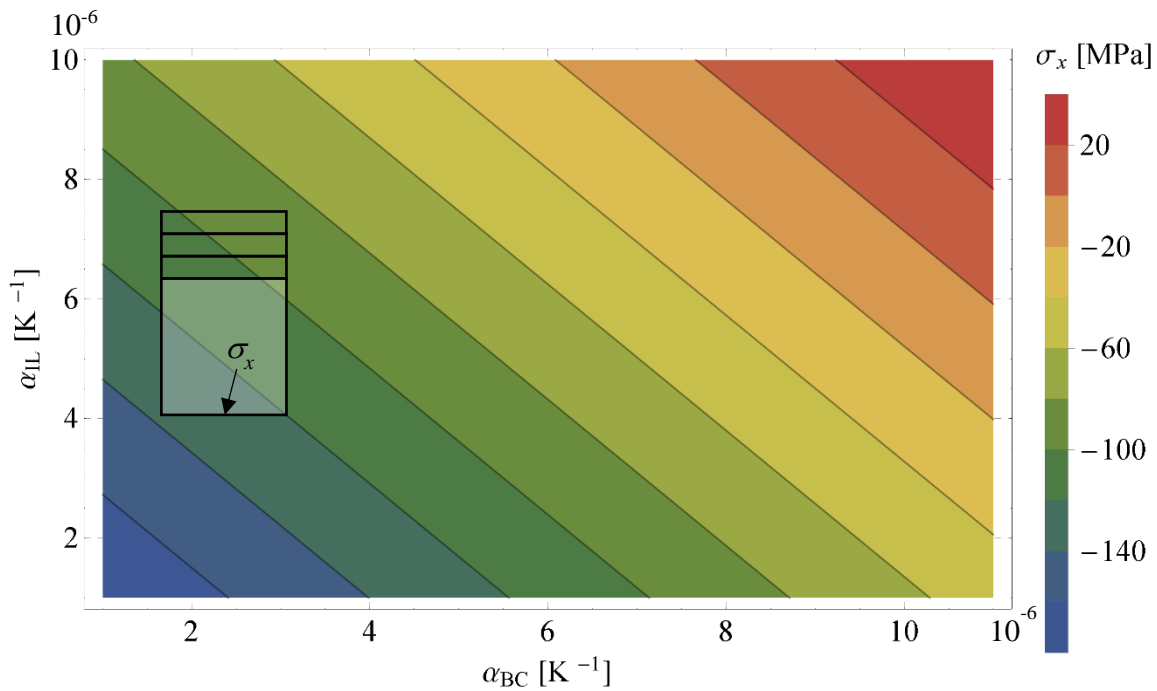
Tabulka 9 – Souhrn materiálových charakteristik a tlouštěk třívrstvého povlaku

Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	IL	TC
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	156	53
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,275	0,25
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \text{ K}^{-1}$	8	$\langle 1; 15 \rangle$	$\langle 1; 15 \rangle$	1
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	3,1	1,5
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	1 900	2 100
Tloušťka $t$	mm	6	0,25	0,25	0,3

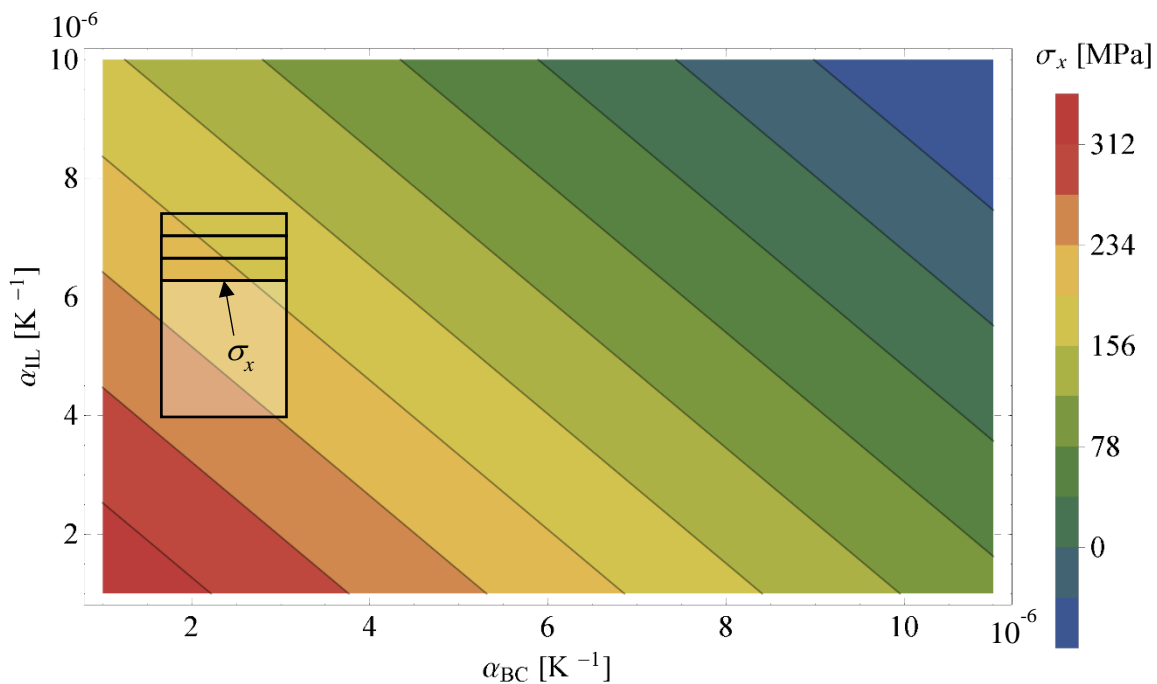


Graf 19 – Znárodnění nežádoucího průběhu napětí mezivrstvy (druhá od shora)

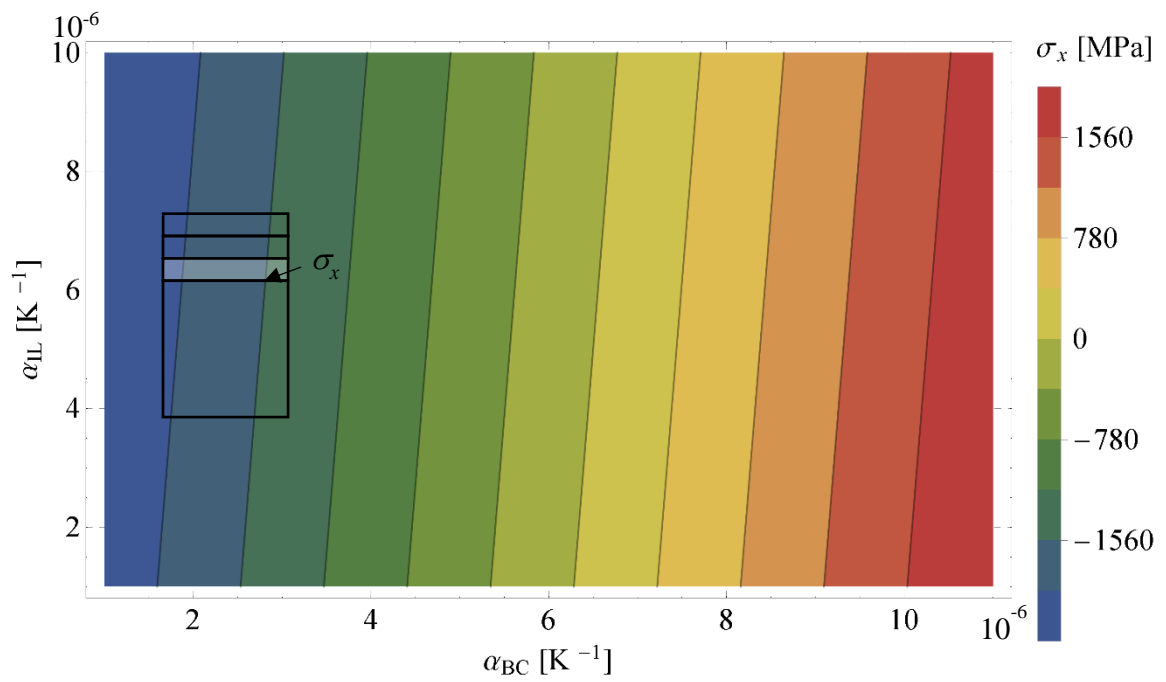
Bližším prozkoumáním získaných konturových grafů se ukázalo, že napětí  $\sigma_{BC}$ , v závislosti na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na rozhraní s mezivrstvou jsou kvalitativně i kvantitativně téměř shodná s napětími  $\sigma_{BC}$  na rozhraní se substrátem (viz Graf 22). Průběh napětí v grafu 23 je obdobným způsobem velmi podobný konturovému grafu napětí  $\sigma_{IL}$  na rozhraní mezivrstvy a vrchní vrstvy. Stejně tak napětí ve vrchní vrstvě na hranici s mezivrstvou (Graf 24) odpovídá napětí  $\sigma_{TC}$  vrchní vrstvy u volného okraje.



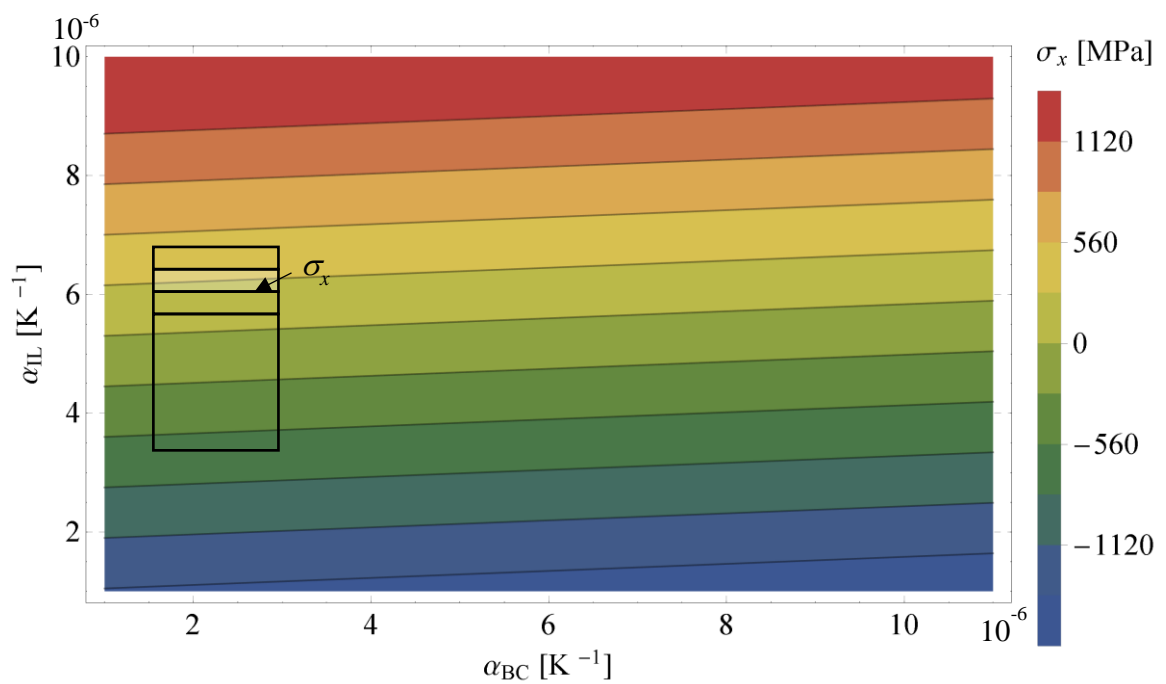
Graf 20 – Závislost napětí  $\sigma_{SUB}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na spodní straně substrátu



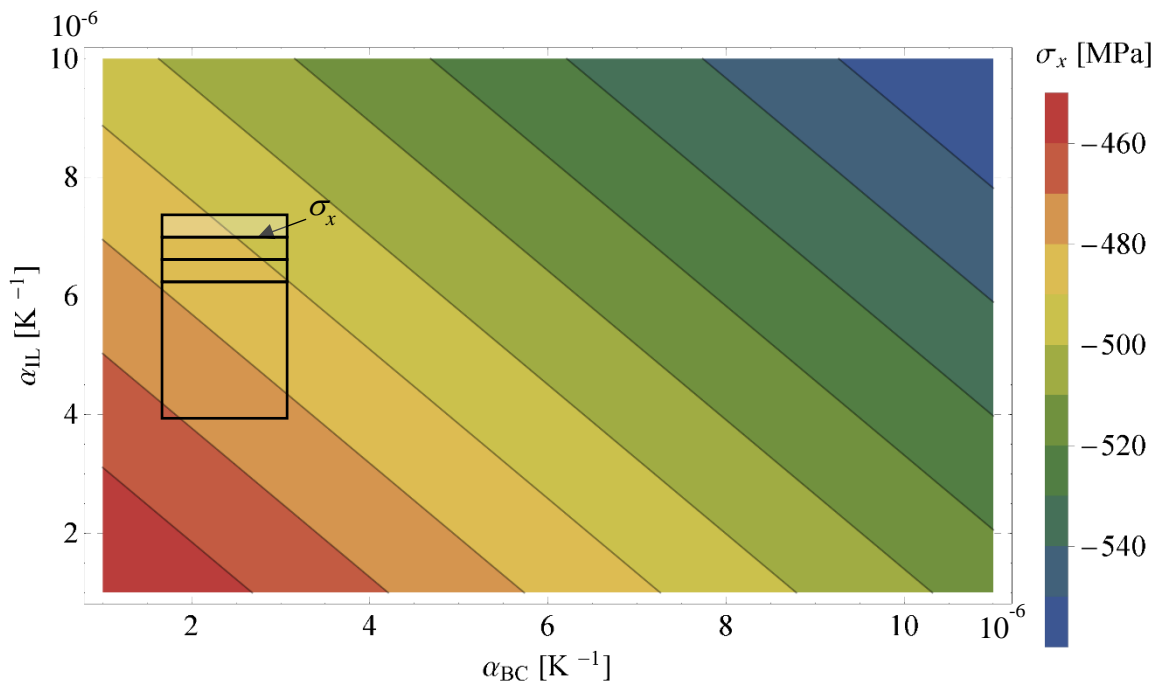
Graf 21 - Závislost napětí  $\sigma_{SUB}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na rozhraní substrátu a vazebné vrstvy



Graf 22 - Závislost napětí  $\sigma_{BC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na rozhraní substrátu a vazebné vrstvy



Graf 23 - Závislost napětí  $\sigma_{IL}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na rozhraní vazebné vrstvy a mezivrstvy

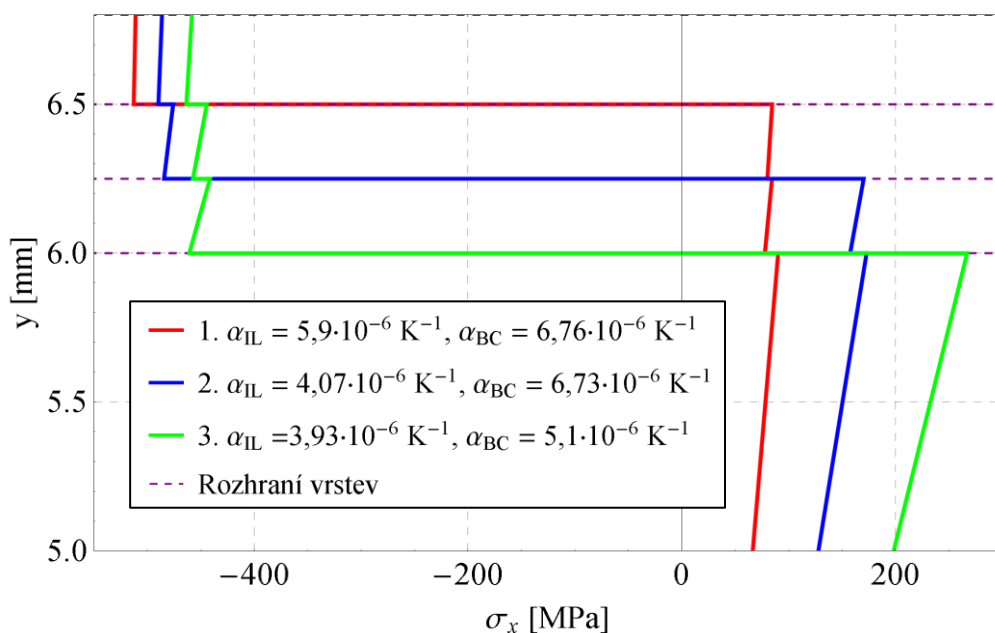


Graf 24 - Závislost napětí  $\sigma_{TC}$  na  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , na rozhraní mezivrstvy a vrchní vrstvy

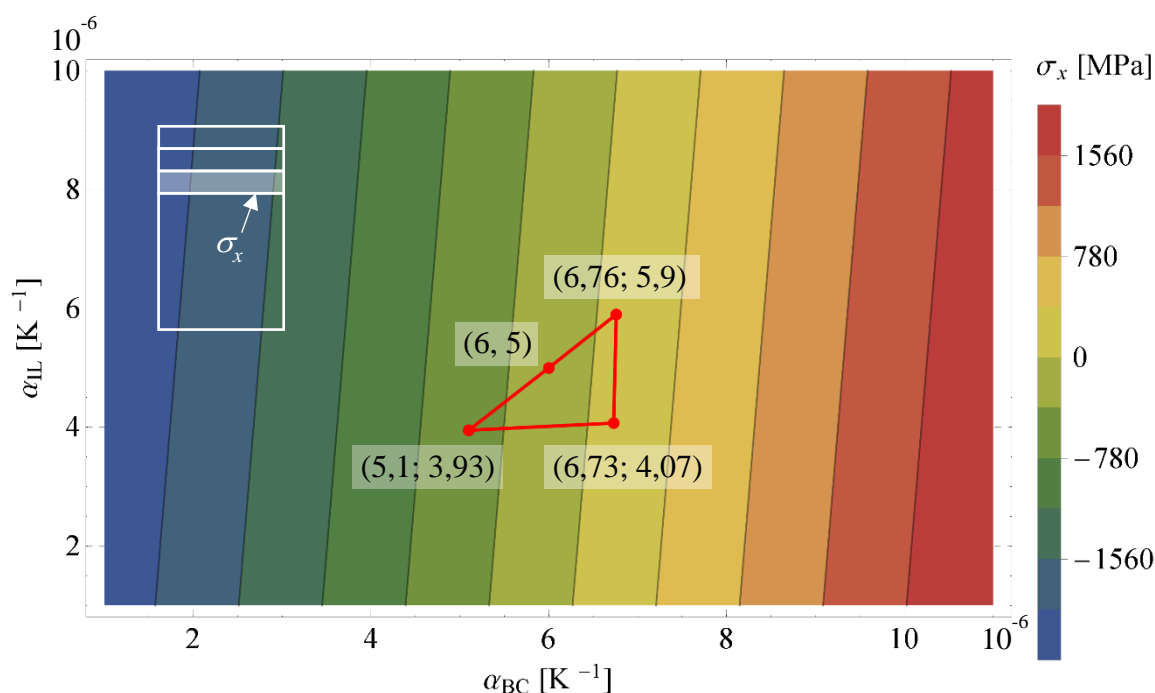
Po výpočtu všech možných kombinací bylo ze sklonu izočár konturových grafů (Graf 20, Graf 21 a Graf 24) zjištěno, že vliv  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$  na velikost napětí v substrátu a vrchní vrstvě je přibližně stejná. Dále bylo potvrzeno, že napětí ve vazebné vrstvě (viz Graf 22) je významně ovlivněno  $\alpha_{BC}$ , ale také  $\alpha_{IL}$ . Obdobný vztah platí pro napětí v mezivrstvě (Graf 23), které je významně ovlivněno  $\alpha_{IL}$  a méně  $\alpha_{BC}$ .

Podmínce (7.54) a (7.55) vyhovují tři extrémní případy. Kdy napětí ve vazebném povlaku odpovídá napětí v substrátu (na rozhraní s vazebným povlakem) a zároveň napětí v mezivrstvě je přibližně rovno napětí ve vazebném povlaku. V grafu 25 odpovídá tento stav 1. průběhu znázorněným červenou křivkou. Hodnoty součinitelů teplotních roztažností v tomto případě jsou  $\alpha_{IL} = 5,9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,76 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Další krajní hodnoty součinitelů teplotní roztažnosti jsou obdrženy, pokud napětí v mezivrstvě je přibližně rovno vrchní vrstvě a zároveň pro napětí ve vazebné vrstvě platí stejná podmínka jako v předchozím případě. Součinitel teplotní roztažnosti se snížil u mezivrstvy na  $\alpha_{IL} = 4,07 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a u vazebné vrstvy na  $\alpha_{BC} = 6,73 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , odpovídající průběh napětí je k vidění v grafu 25 (2. průběh, modrá čára). Třetí extrémní případ odpovídal stavu, kdy napětí ve vazebné vrstvě a mezivrstvě je přibližně rovno velikosti napětí ve vrchní vrstvě (viz Graf 25, zelená křivka), kde hodnoty klesly až na  $\alpha_{IL} = 3,95 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 5,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Porovnáním nejvyšší a nejnižší hodnoty  $\alpha_{BC}$  s nejvyšší a nejnižší hodnotou v intervalu  $\alpha_{BC}$  z případu dvouvrstvého povlaku bylo zjištěno, že tyto hodnoty jsou shodné. Z grafů je patrné, že při snižování součinitelů teplotní roztažnosti mezivrstvy a vazebné vrstvy klesá napětí v daných vrstvách (včetně vrchní vrstvy), ale tahové napětí v substrátu na rozhraní s vazebnou vrstvou naopak roste. Jelikož se mezivrstva s vazebnou vrstvou navzájem ovlivňují (viz Graf 22 a Graf 23), a navíc s novou vrstvou přibýlo také nové kritérium (7.55), nelze v jednoduchém tvaru vyjádřit rovnicemi krajní polohy intervalů  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  v závislosti na substrátu, vrchní vrstvě a tloušťce stejně tak, jak tomu bylo u dvouvrstvého povlaku. Pro vazebnou vrstvu na rozhraní s mezivrstvou je v grafu 26 znázorněna oblast platnosti prvního a druhého kritéria pro tloušťky  $t_{BC} = t_{IL} = 0,25 \text{ mm}$ .





Graf 25 – Průběh napětí v povlaku pro různé krajní hodnoty  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$

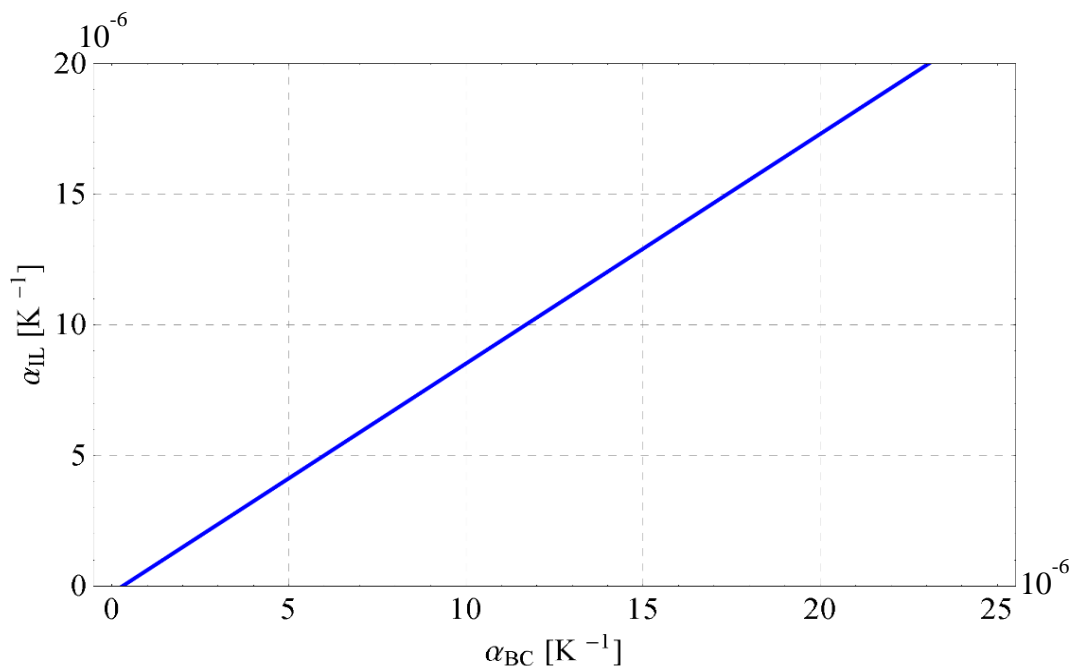


Graf 26 – Vyznačení oblasti (červeně ohraničený trojúhelník) platnosti podmínky (7.54) a (7.55)

Jako vhodný kompromis mezi výše uvedenými extrémními případy může být situace, kdy se hodnoty napětí vazebné vrstvy a mezivrstvy pohybují přibližně v polovině intervalu  $\sigma_{SUB}$  a  $\sigma_{TC}$ . Pro  $\sigma_{BC}$  a  $\sigma_{IL}$  tedy platí:

$$\sigma_{BC} \approx \sigma_{IL} \approx \frac{\sigma_{SUB} + \sigma_{TC}}{2}, \quad (7.56)$$

kde pro danou tloušťku mezivrstvy a vazebné vrstvy  $t_{BC} = t_{IL} = 0,25$  mm,  $\alpha_{TC} = 7 \cdot 10^{-6}$  K<sup>-1</sup> a různé  $\alpha_{SUB}$  mají  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  mezi sebou vzájemný vztah zobrazený v grafu 27.



Graf 27 – Závislost součinitelů teplotní roztažnosti vazebné vrstvy a mezivrstvy pro  $t_{BC} = t_{IL} = 0,25 \text{ mm}$  a  $\Delta\alpha = 7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

V případě libovolných hodnot  $\alpha_{SUB}$  a  $\alpha_{TC}$  a pro konkrétní tloušťku  $t_{BC} = t_{IL} = 0,25 \text{ mm}$  jsou závislosti  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  dány rovnicemi plochy následovně:

$$\alpha_{BC} = (0,0001(\Delta\alpha)^2 - 0,0036\Delta\alpha + 0,9363)\alpha_{SUB} - 0,1826\Delta\alpha + 0,0496 \quad (7.57)$$

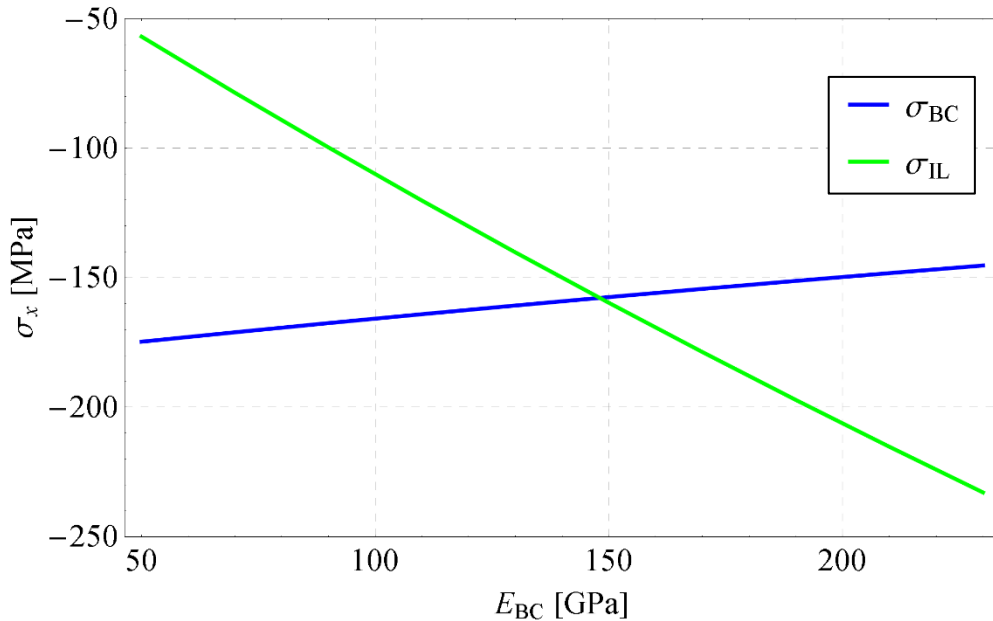
$$\alpha_{IL} = (-0,0002(\Delta\alpha)^2 - 0,0038\Delta\alpha + 0,7858)\alpha_{SUB} - 0,2119\Delta\alpha + 0,0412 \quad (7.58)$$

Pokud je tloušťka vazebné vrstvy a mezivrstvy proporcionálně snižována (obě vrstvy se zmenší o stejnou vzdálenost), snižuje se také napětí v daných vrstvách. To znamená, že pokud by bylo potřeba zohlednit ve výše uvedených rovnicích i tloušťku, je nutné přidat další korekční člen.

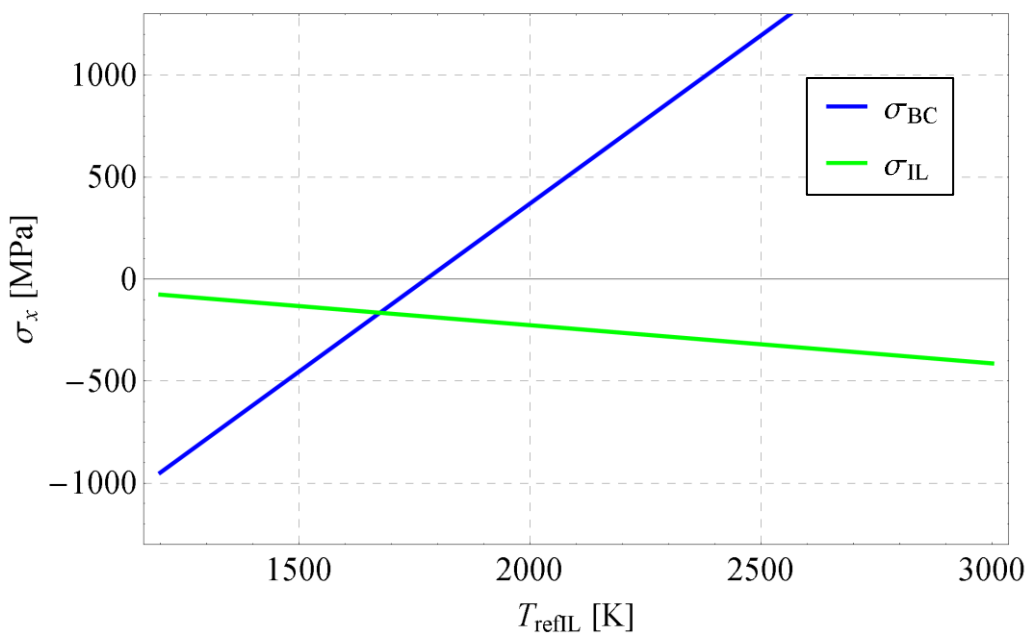
Z výše uvedeného plyne, že hodnota součinitele teplotní roztažnosti mezivrstvy musí být vždy menší než vazebné vrstvy. Pokud má být splněna rovnice (7.56) při daných materiálových parametrech, měla by hodnota  $\alpha_{IL}$  tvořit přibližně 82–86 % hodnoty  $\alpha_{BC}$ .

Stejně jako u dvouvrstvého povlaku byl i zde zkoumán vliv modulu pružnosti a referenční teploty, a to jak pro vazebnou vrstvu, tak mezivrstvu. Tloušťky vazebné vrstvy a mezivrstvy byly ponechány na hodnotě  $t_{BC} = t_{IL} = 0,25 \text{ mm}$  a součinitelé teplotní roztažnosti byly v souladu se vztahy (7.57) a (7.58) ponechány na hodnotách  $\alpha_{IL} = 5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Intervaly proměnných byly  $E_{IL} = E_{BC} = \langle 50\ 000; 330\ 000 \rangle \text{ MPa}$ ,  $T_{refIL} = T_{refBC} = \langle 1\ 000; 2\ 800 \rangle \text{ K}$ . Byly provedeny čtyři výpočty. Při jednom výpočtu se měnil pouze jediný parametr. Z tohoto důvodu byly ostatní materiálové vlastnosti, které v daném kroku nebyly proměnné, zvoleny jako  $E_{IL} = 156 \text{ GPa}$ ,  $E_{BC} = 225 \text{ GPa}$ ,  $T_{refIL} = 1\ 900 \text{ K}$ ,  $T_{refBC} = 1\ 680 \text{ K}$ .

V grafu 28 a grafu 29 je znázorněn průběh napětí  $\sigma_x$  v příslušném materiálu na rozhraní vazebné vrstvy a mezivrstvy. Získané výsledky potvrdili fakt, že daná materiálová charakteristika má velký vliv na příslušnou vrstvu a ostatní vrstvy jsou daným parametrem ovlivněny významně méně.



Graf 28 – Závislost napětí mezivrstvy a vazebné vrstvy na modulu pružnosti mezivrstvy  
 $E_{IL} = \langle 50; 330 \rangle$  GPa,  $E_{BC} = 225$  GPa,  $T_{refIL} = 1\ 900$  K,  $T_{refBC} = 1\ 680$  K



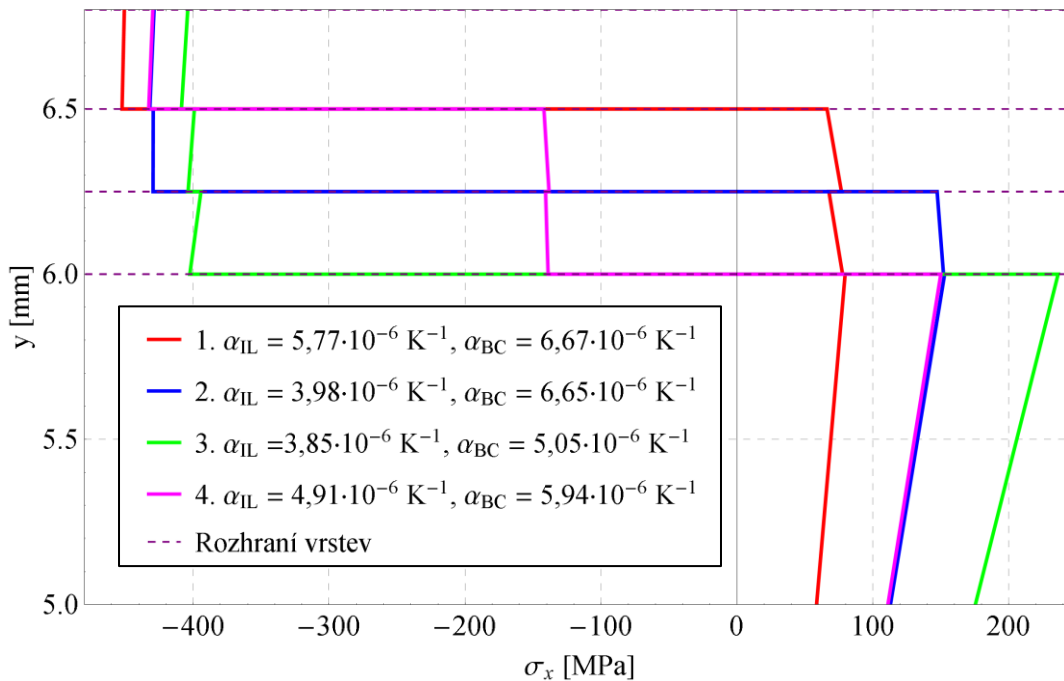
Graf 29 - Závislost napětí mezivrstvy a vazebné vrstvy na referenční teplotě vazebné vrstvy  
 $E_{IL} = 156$  GPa,  $E_{BC} = 225$  GPa,  $T_{refIL} = 1\ 900$  K,  $T_{refBC} = \langle 1\ 000; 2\ 800 \rangle$  K

Při zvyšování modulu pružnosti vazebné vrstvy se na obou rozhraní se substrátem i s mezivrstvou snižuje napětí, respektive tlakové napětí je v této vrstvě ještě větší. Tlakové napětí v mezivrstvě se naopak snižuje, stejně tak je menší i tlakové napětí ve vrchní vrstvě. Zvyšování modulu pružnosti mezivrstvy vede ke zvyšování velikosti tlakového napětí v mezivrstvě (Graf 28). Naopak tlakové napětí ve vazebné vrstvě klesá a to jak na rozhraní s mezivrstvou, tak na rozhraní se substrátem. Zvyšování modulu pružnosti mezivrstvy také vede ke snižování tlakového napětí ve vrchní vrstvě. Pokud referenční teplota vazebné vrstvy roste, vzrůstá velmi rychle také napětí v této vrstvě (viz Graf 29). Napětí ve vrchní vrstvě a mezivrstvě oproti tomu mírně klesá.

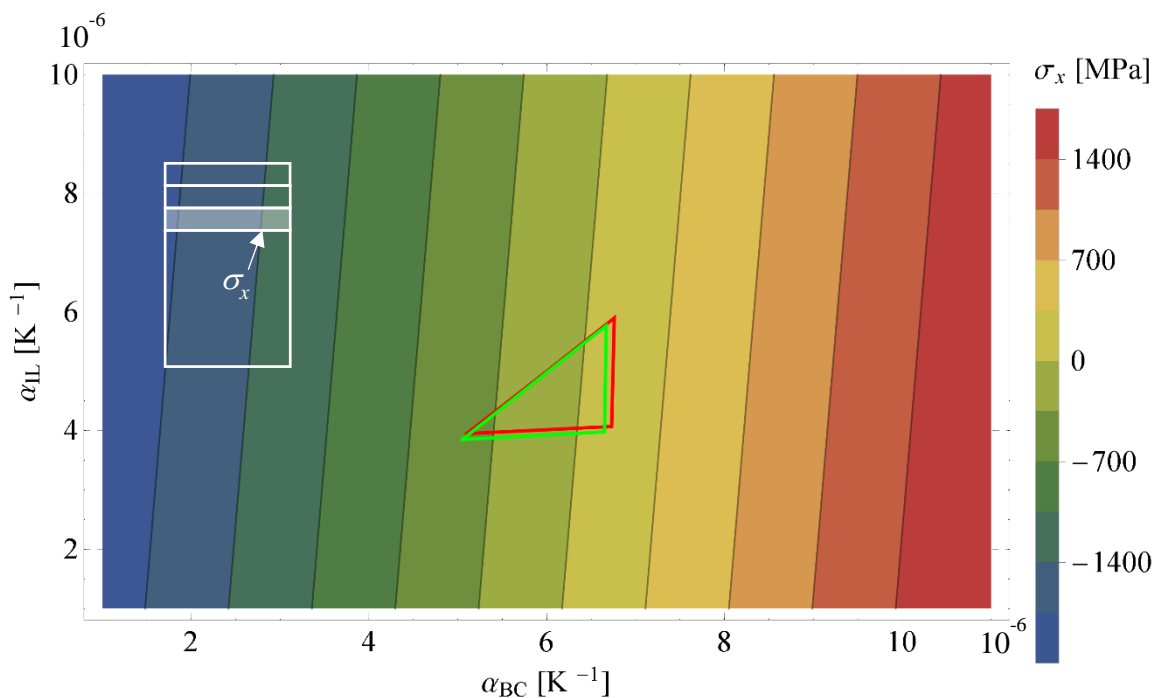
### 7.3.2 Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu

Zvolené teploty na straně vrchní vrstvy v tomto případě odpovídaly  $T_h = 498$  K a na spodní straně substrátu  $T_s = 298$  K. Materiálové charakteristiky a rozměry odpovídají těm, uvedeným v tabulce 9 a jsou tedy stejné jako v případě homogenního teplotního pole v tabulce 6. Zvolené intervaly součinitelů teplotních roztažností mezivrstvy a vazebné vrstvy byly  $\alpha_{BC} = \alpha_{IL} = \langle 1; 15 \rangle \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Kritéria pro velikosti napětí zůstala nezměněná oproti případu třívrstvého povlaku za uvažování konstantní teploty. Pro výpočet bylo použito dělení jedné vrstvy na 64 podvrstev.

Při uvážení teplotního gradientu byly získány kvalitativně totožné konturové grafy v porovnání s těmi, které byly získány pro konstantní teplotu po výšce modelu. Tudíž závislosti vlivů součinitelů teplotních roztažností a napětí v jednotlivých vrstvách zůstaly nezměněny. Zvýšená teplota podle očekávání měla zejména vliv na snížení absolutních hodnot napětí ve všech vrstvách povlaku včetně substrátu. Změnily se tudíž i krajní hodnoty  $\alpha_{BC}$ ,  $\alpha_{IL}$ , které vyhovují jak podmínce (7.54), tak i (7.55). První hraniční případ, kdy napětí ve vazebné vrstvě a mezivrstvě je přibližně rovno napětí v substrátu (Graf 30, 1. průběh  $\sigma_x$ ), vyhovuje hodnotám součinitelů teplotní roztažnosti  $\alpha_{IL} = 5,77 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,67 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Další krajní hodnoty pro daný případ jsou  $\alpha_{IL} = 3,98 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,65 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . To odpovídá průběhu napětí, ve kterém je napětí ve vazebné vrstvě podobné jako v substrátu a napětí v mezivrstvě je téměř stejné jako napětí vrchní vrstvy. V grafu 30 je tento stav reprezentován 2. průběhem napětí  $\sigma_x$ . Poslední hraniční případ nastává, když napětí ve vazebné vrstvě a mezivrstvě je přibližně rovno napětí ve vrchní vrstvě (3. průběh v grafu 30). Velikosti součinitelů jsou pro tento případ rovny  $\alpha_{IL} = 3,85 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 5,05 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Z uvedeného tedy vyplývá, že hraniční hodnoty součinitelů  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  jsou s vyšší hodnotou teploty po výšce modelu nižší. Tím pádem se také posunula oblast, ve které napětí pro příslušné součinitele teplotní roztažnosti splňují stanovené podmínky. Polohu a velikost těchto dvou oblastí je možné porovnat v grafu 31, jenž odpovídá napětím ve vazebné vrstvě na hranici s mezivrstvou.



Graf 30 – Přehled průběhů napětí vyhovující stanoveným kritériím při uvažování nehomogenního teplotního pole



Graf 31 – Porovnání oblastí platnosti kritéria (7.54) a (7.55) pro konstantní teplotu (červeně ohraničený trojúhelník) a pro teplotní gradient (zeleně ohraničený trojúhelník)

V grafu 30 je taktéž znázorněn průběh, kdy napětí v mezivrstvě a ve vazebné vrstvě přibližně odpovídá bodu, který se nachází mezi hodnotou napětí substrátu a vrchní vrstvy. V tomto případě je nutno snížit hodnoty součinitelů na  $\alpha_{BC} = 5,94 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{IL} = 4,91 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , které se bez korekce nacházejí blíže k hodnotám napětí substrátu. Je vhodné poznamenat, že i v tomto případě je hodnota  $\alpha_{IL}$  přibližně rovná 83 %  $\alpha_{BC}$ .

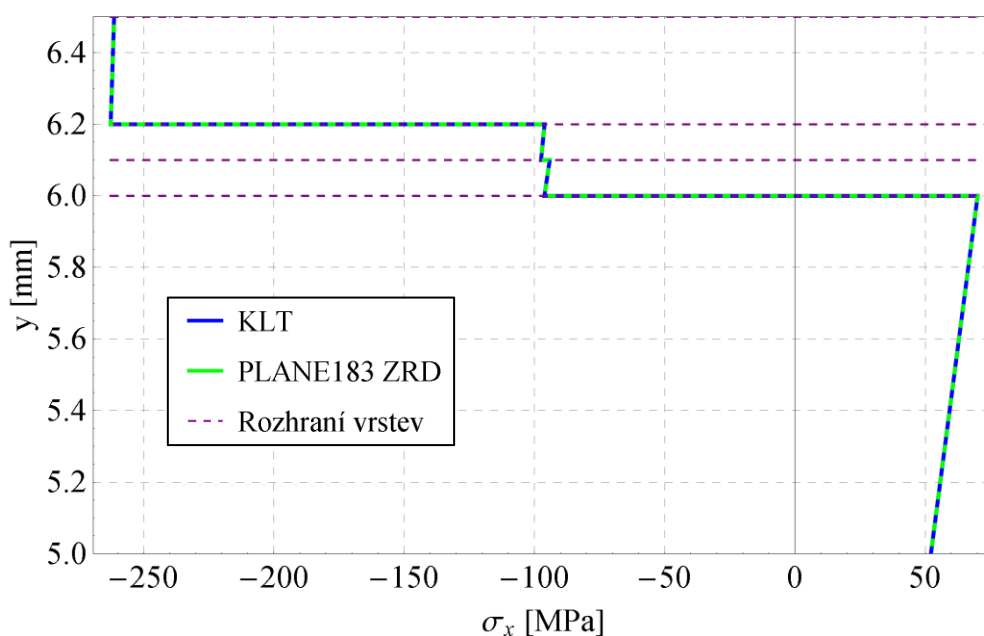
Z uvedeného grafu 30 je také dobře patrné, že snížením součinitelů teplotních roztažností vazebné vrstvy a mezivrstvy, vzrůstá tahové napětí v substrátu. Na druhou stranu zvyšováním  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  vzrůstá napětí v příslušných vrstvách a při dostatečně vysokých hodnotách se tlakové napětí v těchto vrstvách změní na tahové, což může být nežádoucí. Z toho mimo jiné vyplývá, proč byl tento způsob úpravy zvolen jako jedna z vhodných možností řešení.

### 7.3.3 Porovnání výsledků s MKP

Materiály a tloušťky vrstev použité pro ověření správnosti analytického a numerického výpočtu byly podobné těm, které posloužily k porovnání výsledků klasické laminátové teorie a MKP u dvouvrstvého povlaku. Materiálové vlastnosti a tloušťky povlaků jsou uvedené v tabulce 10. Hodnoty  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$  jsou zvoleny tak, aby jejich velikost odpovídala přibližně napětí, které dělí interval  $\alpha_{SUB}, \alpha_{TC}$  na poloviny v případě konstantní teploty. Takto zvolené hodnoty byly beze změny použity také při uvažování nekonstantní teploty po výšce modelu. Hodnoty napětí  $\sigma_x$  jsou zjišťovány na ose symetrie modelu. Průběh napětí je ověřen jak pro konstantní teplotu, tak pro teplotní gradient. Teplota vzorku byla v případě konstantní teploty rovna  $T = 298 \text{ K}$ . Při uvažování teplotního gradientu byla teplota volného okraje vrchní vrstvy  $T_h = 498 \text{ K}$  a spodní strany substrátu  $T_s = 298 \text{ K}$ . Geometrie modelu je znázorněna na obrázku 25b. Stejně jako u dvouvrstvého povlaku byl zvolen rovinný prvek PLANE183 se zobecněnou rovinnou deformací.

Tabulka 10 – Materiálové charakteristiky a tloušťky použité pro porovnání výsledků

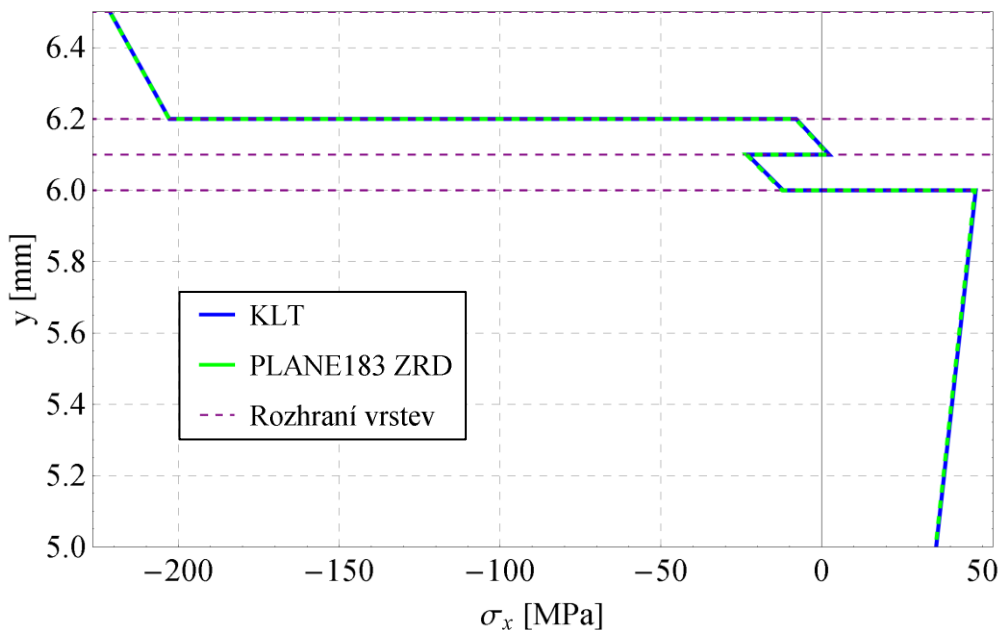
Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	IL	TC
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	156	53
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,275	0,25
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \text{ K}^{-1}$	14,4	11,87	10,14	7,2
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	3,1	1,5
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	1 900	2 100
Tloušťka $t$	mm	6	0,1	0,1	0,3



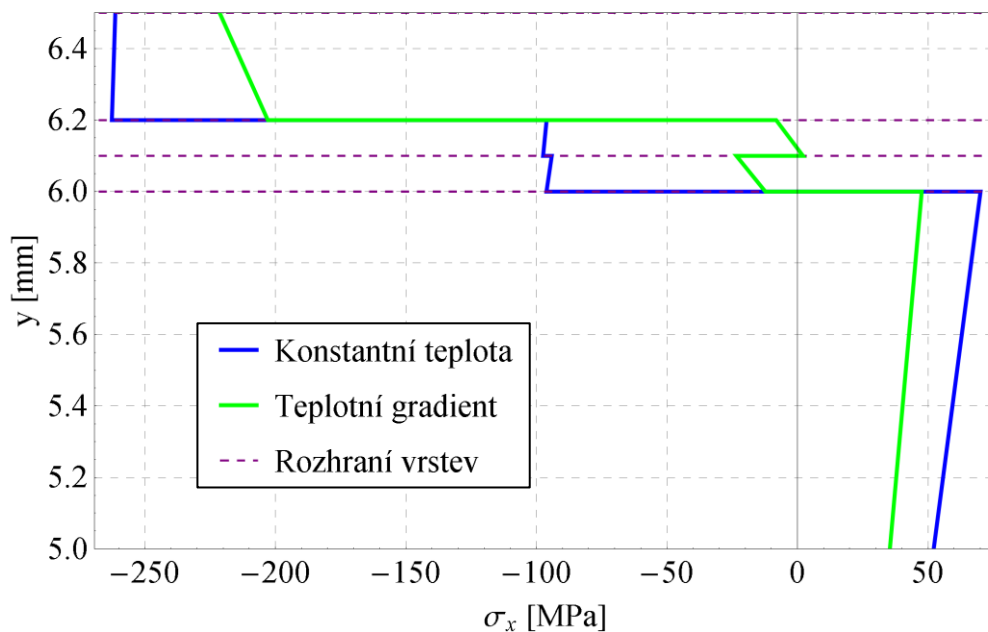
Graf 32 – Porovnání napětí  $\sigma_x$  pro konstantní teplotu po výšce modelu

Průběhy napětí získané metodou konečných prvků a rozšířenou klasickou laminátovou teorií jsou kvalitativně i kvantitativně identické. To platí pro homogenní teplotní pole (Graf 32) i při uvažování teplotního gradientu (Graf 33). V grafu 34 jsou pro porovnání vykresleny průběhy napětí pro konstantní teplotu a pro teplotní gradient. Zcela obdobně jak tomu bylo u dvouvrstvého povlaku, lze v tomto grafu pozorovat snížení absolutních hodnot napětí při uvážení zvýšené teploty vrchní vrstvy a tomu odpovídajícímu teplotnímu gradientu.

Při porovnání vrchní vrstvy a substrátu dvouvrstvého a třívrstvého povlaku za konstantní teploty, jsou patrné podobné hodnoty napětí v těchto vrstvách. Z toho lze usoudit, že odstupňování, tak jak bylo provedeno, nemá moc velký účinek na ovlivnění napětí v substrátu a vrchní vrstvě. Daleko větší vliv má třívrstvý povlak na rozložení napětí mezi těmito krajními vrstvami.



Graf 33 – Porovnání napětí  $\sigma_x$  při uvažování teplotního gradientu



Graf 34 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  při stejných hodnotách  $\alpha_{IL}$  a  $\alpha_{BC}$

## 7.4 Čtyřvrstvý povlak

### 7.4.1 Konstantní teplota po výšce povlaku a substrátu

Složení povlaku v tomto případě odpovídalo obrázku 25c. Na vrchní vrstvě přibyla další vrstva s ještě nižší tepelnou vodivostí, modulem pružnosti v tahu, ale vyšší referenční teplotou než je tomu u vrchní vrstvy. V této části byl sledován vliv krycí vrstvy na průběh napětí  $\sigma_x$  po výšce modelu. Pro tento účel byla měněna hodnota tloušťky krycí vrstvy  $t_{OL}$  zároveň se součinitelem teplotní roztažnosti krycí vrstvy  $\alpha_{OL}$ . Jelikož krycí vrstva má obvykle ještě nižší součinitel než vrchní vrstva, byl zvolen interval  $\alpha_{OL} = (0; 1) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Tloušťka krycí vrstvy se pohybovala v intervalu  $t_{OL} = (0; 0,5) \text{ mm}$  a tloušťka vrchní vrstvy byla rovna  $t_{TC} = 0,2 \text{ mm}$ . Zbylé

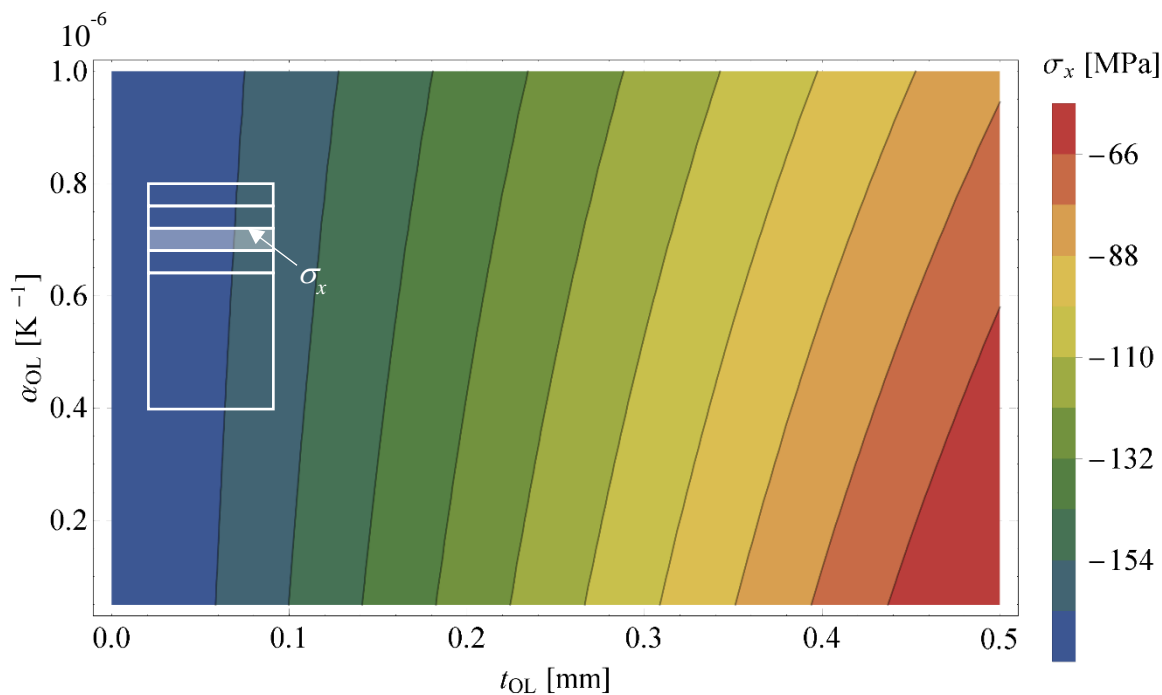
materiálové charakteristiky a tloušťky vrstev jsou uvedeny v tabulce 11. Součinitelé teplotních roztažností vazebné vrstvy a mezivrstvy jsou zvoleny s ohledem na poznatky získané v předchozí kapitole. Teplota v modelu je stejná jako u ostatních typů povlaku při uvážení konstantní teploty, tedy  $T = 298 \text{ K}$ .

Tabulka 11 - Materiálové vlastnosti a tloušťky použité v případě čtyřvrstvého povlaku, (SUB - substrát, BC - vazebná vrstva, IL - přídatná vrstva, TC - vrchní vrstva, OL - krycí vrstva)

Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	IL	TC	OL
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	156	53	49
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,275	0,25	0,24
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$	8	6	5	1	(0; 1)
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	3,1	1,5	1,1
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	1 900	2 100	2 300
Tloušťka $t$	mm	6	0,25	0,25	(0; 0,5)	(0; 0,5)

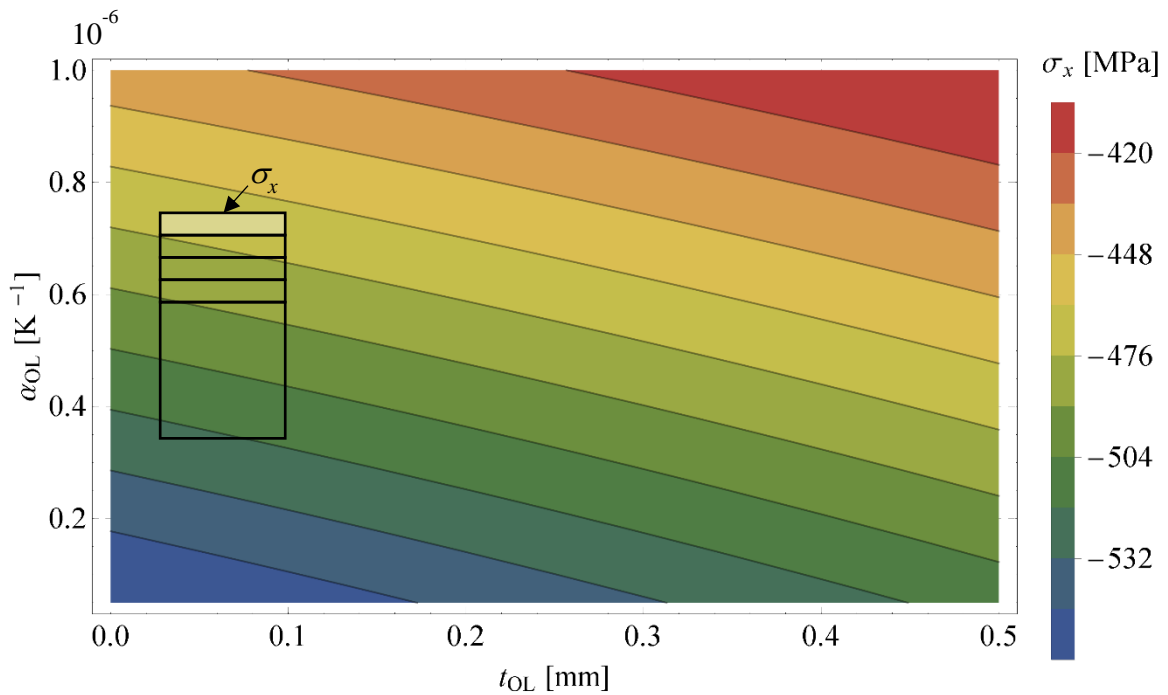
Po provedení výpočtu všech možných kombinací na zvolených intervalech byly získané průběhy napětí ve většině vrstev (kromě krycí vrstvy a spodní strany substrátu) navzájem kvalitativně shodné s grafem 35. Je tedy patrné, že zvyšování tloušťky krycí vrstvy má na napětí větší vliv než součinitel teplotní roztažnosti. Ale čím tlustší je krycí vrstva, tím má  $\alpha_{OL}$  větší vliv. Tlustší krycí vrstva vede ve většině vrstev ke zvýšení napětí podle grafu 35. Vyjma spodní strany substrátu, kde zvětšením tloušťky krycí vrstvy se napětí naopak snižuje.

Napětí v krycí vrstvě je významně ovlivněno součinitelem teplotní roztažnosti krycí vrstvy a mnohem méně tloušťkou této vrstvy. Velikosti napětí v krycí vrstvě v závislosti na  $t_{OL}$  a  $\alpha_{OL}$  je zobrazen v grafu 36, který kvalitativně odpovídá také chování napětí v krycí vrstvě na rozhraní s vrchní vrstvou.



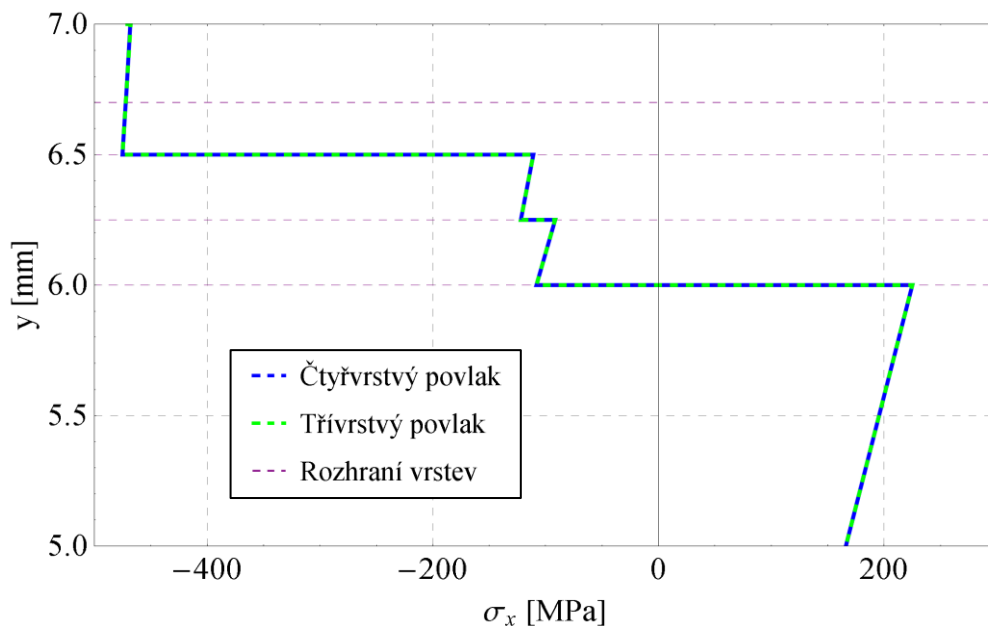
Graf 35 – Závislost napětí  $\sigma_x$  v mezivrstvě na rozhraní s vrchní vrstvou na tloušťce a součinitelů teplotní roztažnosti krycí vrstvy



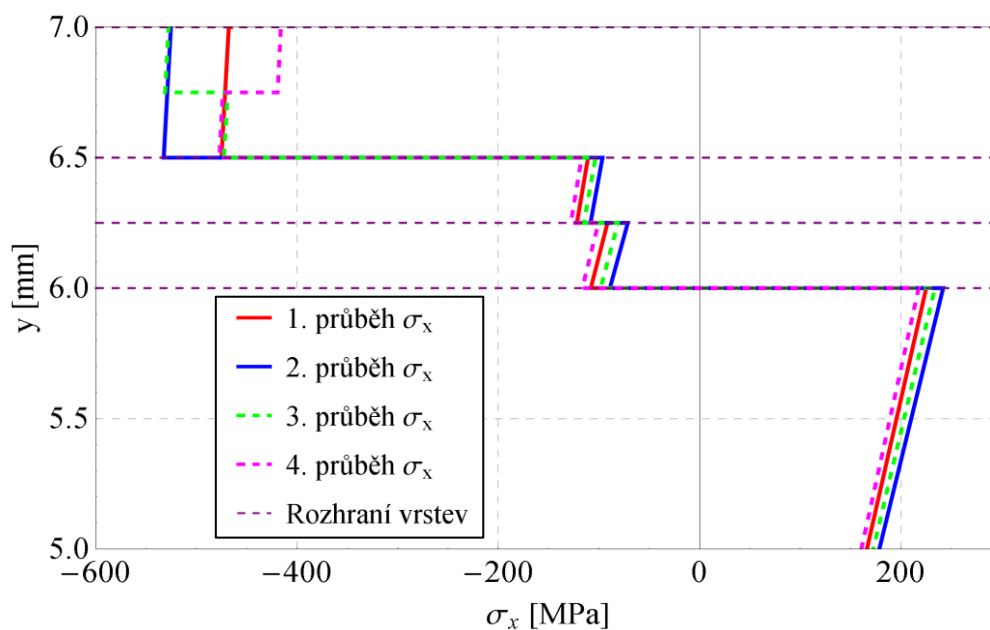


Graf 36 – Závislost napětí na horní straně krycí vrstvy

Z výše uvedeného vyplývá, že krycí vrstva by měla mít pokud možno co nejvyšší součinitel teplotní roztažnosti, ale ta obvykle není nižší než hodnota teplotní roztažnosti vrchní vrstvy. V uvažovaném případě, při daných materiálových charakteristikách, je touto podmínkou zaručeno, že napětí v krycí vrstvě nedosáhne tahových napětí. Pro konkrétní povlak může být nalezena hraniční hodnota  $\alpha_{OL}$ , při které bude napětí ve vrchní vrstvě přibližně rovno napětí v krycí vrstvě. Tento stav prakticky odpovídá tomu, kdy průběh napětí bez krycí vrstvy je totožný s průběhem napětí při uvažování krycí vrstvy (při stejné výšce povlaku, viz Graf 37). Tím bude zajištěno, aby součinitel tepelné roztažnosti krycí vrstvy zbytečně nezvyšoval napětí v ostatních vrstvách, jak je tomu znázorněno v grafu 38 (materiály jsou uvedeny v tabulce 11).



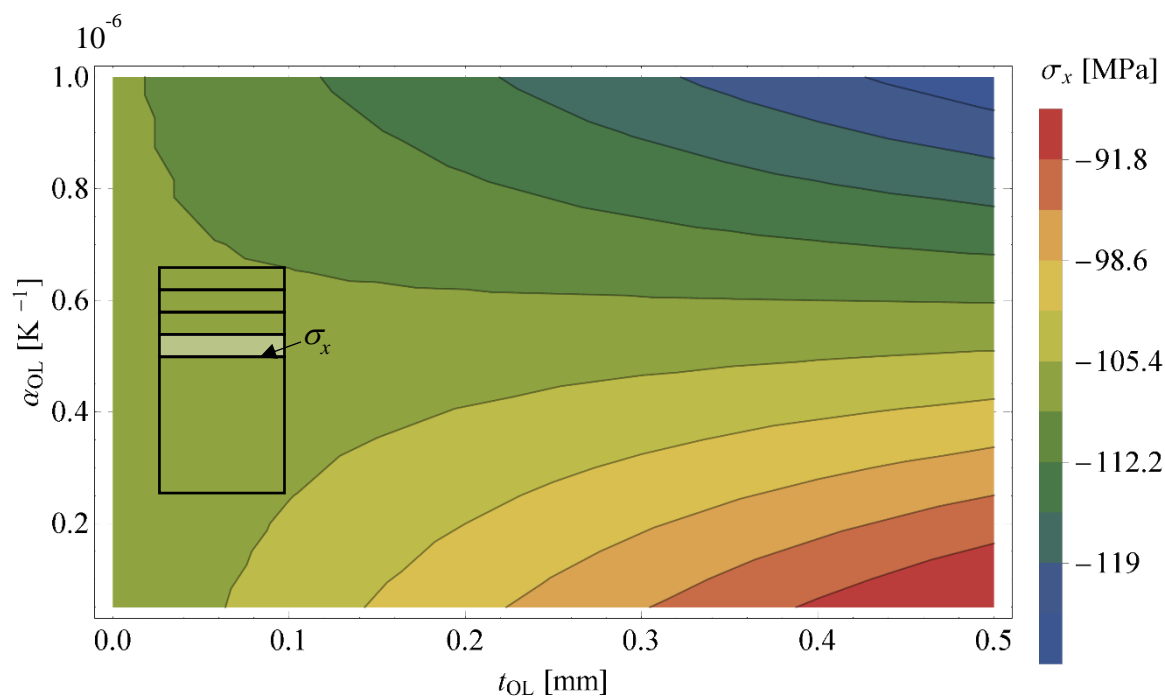
Graf 37 – Porovnání třívrstvého a čtyřvrstvého povlaku s krycí vrstvou; modrá křivka  $t_{TC} = 0,5 \text{ mm}$ ,  $t_{OL} = 0 \text{ mm}$ ; oranžová křivka  $t_{TC} = 0,2 \text{ mm}$ ,  $t_{OL} = 0,3 \text{ mm}$ ,  $\alpha_{OL} = 0,58 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$



Graf 38 – Vliv krycí vrstvy na průběh napětí v modelu

Tabulka 12 – Tloušťky a součinitele teplotní roztažnosti použité pro Graf 38

Průběh $\sigma_x$	$t_{OL}$ [mm]	$t_{TC}$ [mm]	$\alpha_{OL}$ [ $10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ]	$\alpha_{TC}$ [ $10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ]
1.	0	0,5	-	1
2.	0,5	0	0,1	-
3.	0,25	0,25	0,1	1
4.	0,25	0,25	1	1



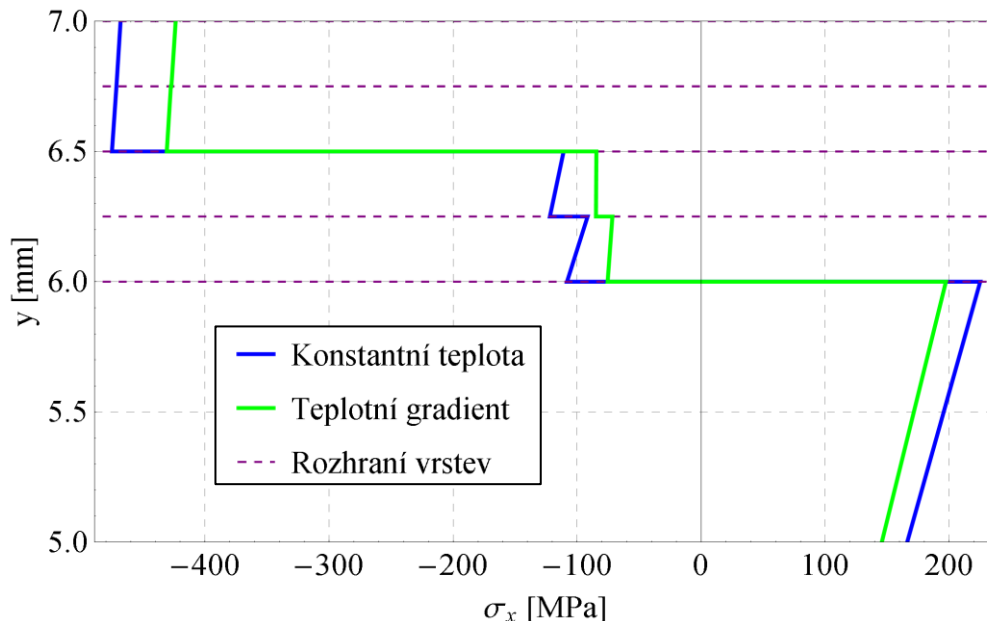
Graf 39 – Konturový graf napětí vazebné vrstvy na rozhraní se substrátem při proměnných tloušťkách vazebné vrstvy a krycí vrstvy a součinitele intenzity napětí krycí vrstvy

Přibližnou hodnotu  $\alpha_{OL}$ , při které  $\sigma_{OL}$  zhruba odpovídá  $\sigma_{TC}$  lze zjistit z konturových grafů, pokud je proměnná veličina  $\alpha_{OL}$  a tloušťka krycí vrstvy  $t_{OL}$  zároveň s tloušťkou vrchní vrstvy  $t_{TC}$ . Celková výška  $t_{TC}$  a  $t_{OL}$  je zařizována například na  $t_{clk} = 0,5$  mm. Tloušťky vrchní a krycí vrstvy se vzájemně měnily podle vztahu  $t_{clk} = t_{TC} + t_{OL}$ . Ostatní vlastnosti materiálů a tloušťky vrstev odpovídají těm, které jsou uvedeny v tabulce 11. Po vypočítání všech možných kombinací jsou od spodní vrstvy substrátu až po vrchní vrstvu na rozhraní s mezivrstvou získány konturové grafy podobné grafu 39. Na všech těchto grafech je patrný zlom pro hodnoty v blízkosti  $\alpha_{OL} = 0,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , kdy v jednom případě při zvyšování tloušťky napětí v příslušné vrstvě roste ( $\alpha_{OL} < 0,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) a ve druhém klesá ( $\alpha_{OL} > 0,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ). Pro hodnoty  $t_{TC} = t_{OL} = 0,25$  mm je přesnější velikost této hraniční hodnoty  $\alpha_{OL} = 0,58 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  (viz Graf 37). Při změně tloušťky krycí nebo vrchní vrstvy zůstává hraniční hodnota  $\alpha_{OL}$  téměř nezměněna.

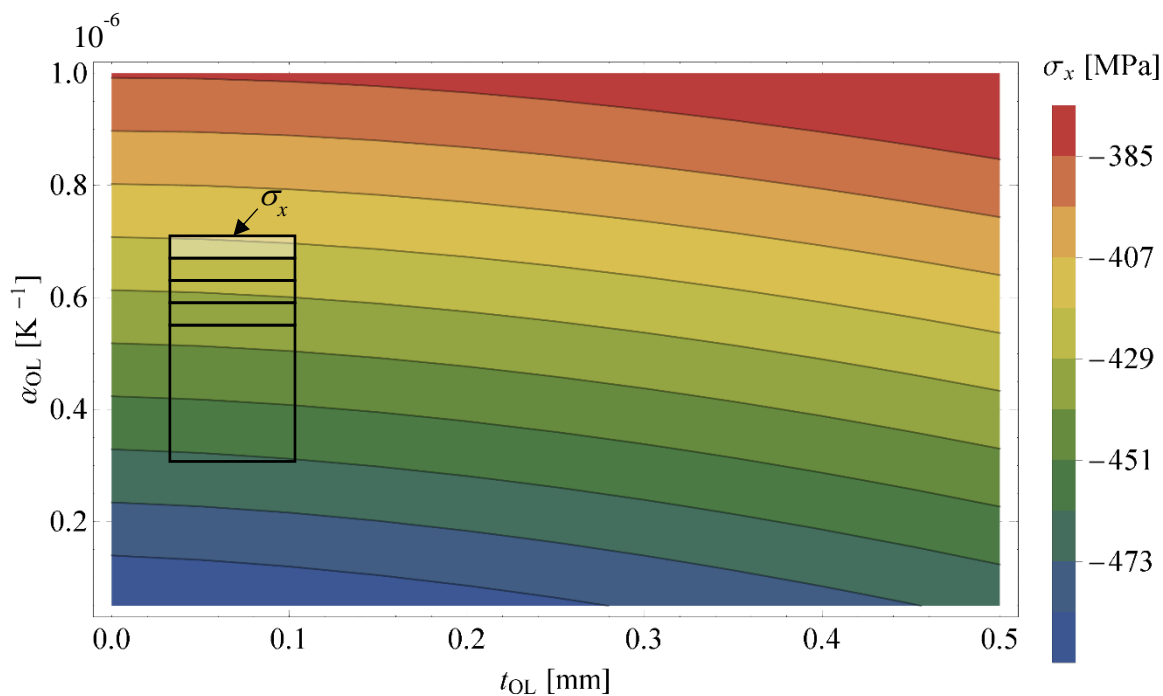
## 7.4.2 Teplotní gradient po výšce povlaku a substrátu

V tomto případě byl zkoumán vliv tloušťky a součinitele teplotní roztažnosti krycí vrstvy na rozložení napětí  $\sigma_x$  po průřezu modelu při uvážení nehomogenního teplotního pole. Teplota horní hrany krycí vrstvy byla zvolena stejně jako v předchozích případech na  $T_h = 498 \text{ K}$ , teplota spodní stěny byla ponechána na  $T_s = 298 \text{ K}$ . Materiálové charakteristiky jsou uvedeny v tabulce 11, přičemž tloušťka vrchní vrstvy je  $t_{BC} = 0,2$  mm.

Při zvýšení teploty v modelu se potvrdilo očekávání a zjištěné absolutní hodnoty napětí v povlaku byly menší než při uvažování konstantní teploty po celém průřezu vzorku  $T = 298 \text{ K}$ . Krajiní hodnota součinitele teplotní roztažnosti krycí vrstvy  $\alpha_{OL}$  však zůstala nezměněna. Průběh napětí při uvažování teplotního gradientu a konstantní teploty od výšky  $y = 5$  mm je znázorněno v grafu 40. Konturové grafy obdržené pro nehomogenní teplotní pole byly, až na napětí v krycí vrstvě, kvalitativně stejné jako v případě neměnné teploty a při stálé tloušťce vrchní vrstvy  $t_{TC} = 0,2$  mm. Při proměnné teplotě po výšce modelu je napětí v krycí vrstvě zpočátku více ovlivněno velikostí  $\alpha_{OL}$  než tloušťkou krycí vrstvy (graf 41 je možno porovnat s grafem 36).



Graf 40 – průběhy napětí při uvážení teplotního gradientu a konstantní teploty v modelu, v obou případech je  $\alpha_{OL} = 0,58 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$



Graf 41 – Závislost napětí  $\sigma_x$  na tloušťce a součiniteli teplotní roztažnosti krycí vrstvy při uvažování proměnné teploty po výšce modelu

### 7.4.3 Porovnání výsledků s MKP

Geometrie modelu, použitého pro srovnání výsledků, je zakreslena na obrázku 25c a materiálové charakteristiky spolu s tloušťkami vrstev jsou zapsány v tabulce 13. Vlastnosti čtyřvrstvého povlaku jsou založeny na předchozích modelech použitých pro srovnání výsledků s metodou konečných prvků, které jsou uvedeny v kapitolách 7.2.3 a 7.3.3. Součinitel teplotní roztažnosti krycí vrstvy  $\alpha_{OL}$  byl na základě předchozí kapitoly zvolen tak, aby napětí v krycí vrstvě přibližně odpovídalo napětí ve vrchní vrstvě. Pro výpočty metodou konečných prvků byl opět zvolen prvek PLANE183 s uvážením zobecněné rovinné deformace. Hodnoty napětí  $\sigma_x$  jsou zjišťovány na ose symetrie modelu. Při ověřování průběhu napětí za konstantní teploty byla teplota po výšce modelu rovna  $T = 298$  K. Při uvážení teplotního gradientu byla teplota volného okraje krycí vrstvy  $T_h = 498$  K a spodní strany substrátu  $T_s = 298$  K.

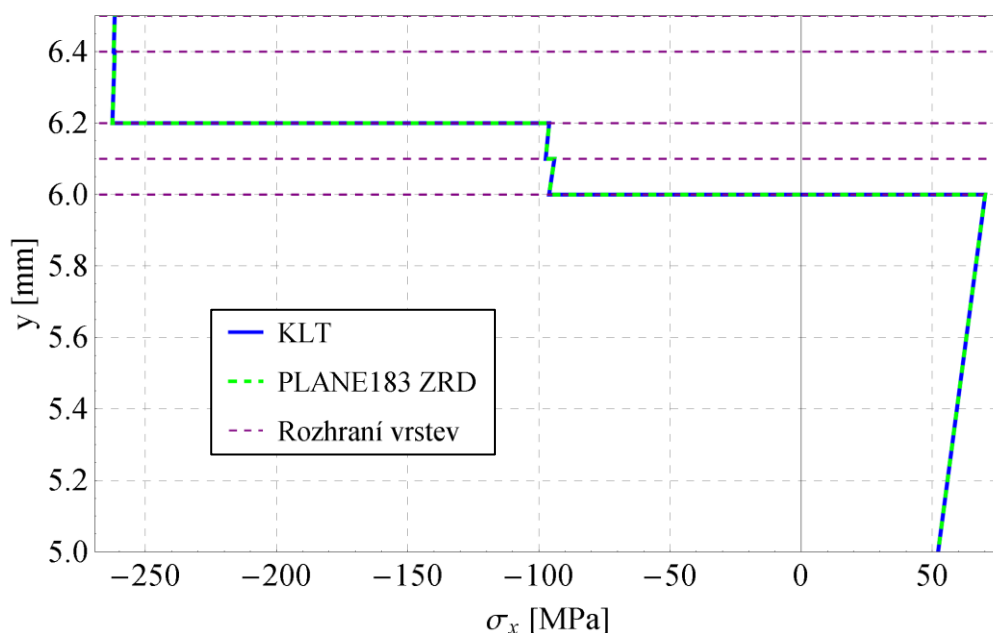
Tabulka 13 - Materiálové charakteristiky a tloušťky použité pro porovnání výsledků

Vlastnost	Jednotky	SUB	BC	IL	TC	OL
Modul pružnosti v tahu $E$	GPa	200	225	156	53	49
Poissonův poměr $\nu$	-	0,3	0,3	0,275	0,25	0,24
Součinitel teplotní roztažnosti $\alpha$	$10^{-6} \text{ K}^{-1}$	14,4	11,87	10,14	7,2	6,3
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	11,5	4,31	3,1	1,5	1,1
Referenční teplota $T_{ref}$	K	1 475	1 680	1 900	2 100	2 300
Tloušťka $t$	mm	6	0,1	0,1	0,2	0,1

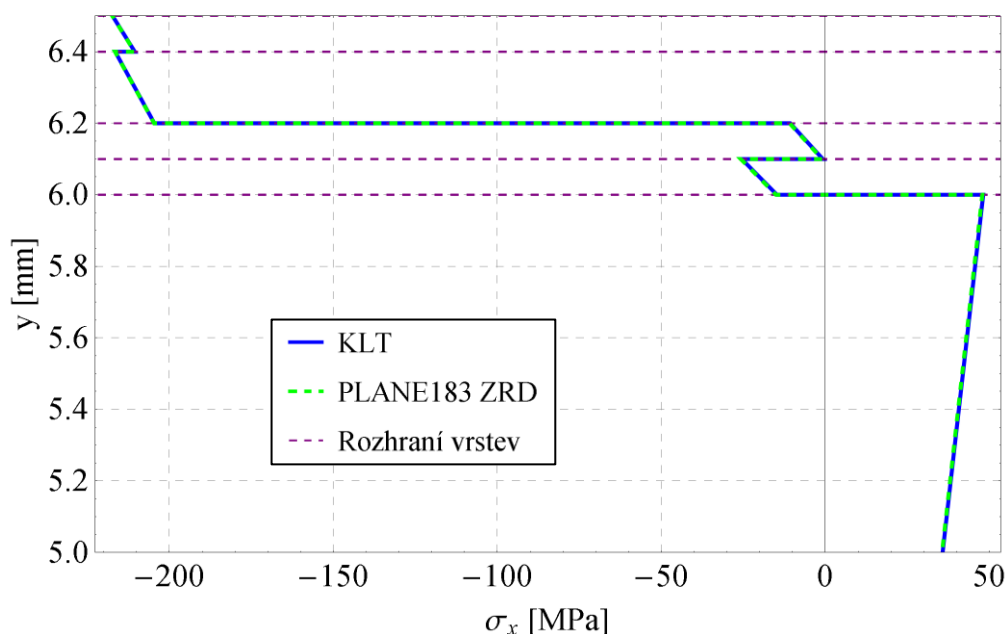
Získané výsledky z metody konečných prvků byly shodné s těmi, které byly získány z klasické laminátové teorie rozšířené o vedení tepla, a to jak pro neměnnou teplotu po výšce vzorku, tak pro nehomogenní teplotní pole. Při pohlednutí na graf 43 je možné si povšimnout, že napětí v krycí vrstvě stále odpovídá napětí ve vrchní vrstvě i při zvýšené teplotě a stejném

součiniteli  $\alpha_{OL}$ . Porovnáním průběhů napětí při konstantní a zvýšené teplotě se prokázalo, že zvýšením teploty ve zkoumaném objektu se pouze snížily absolutní hodnoty napětí (viz Graf 44).

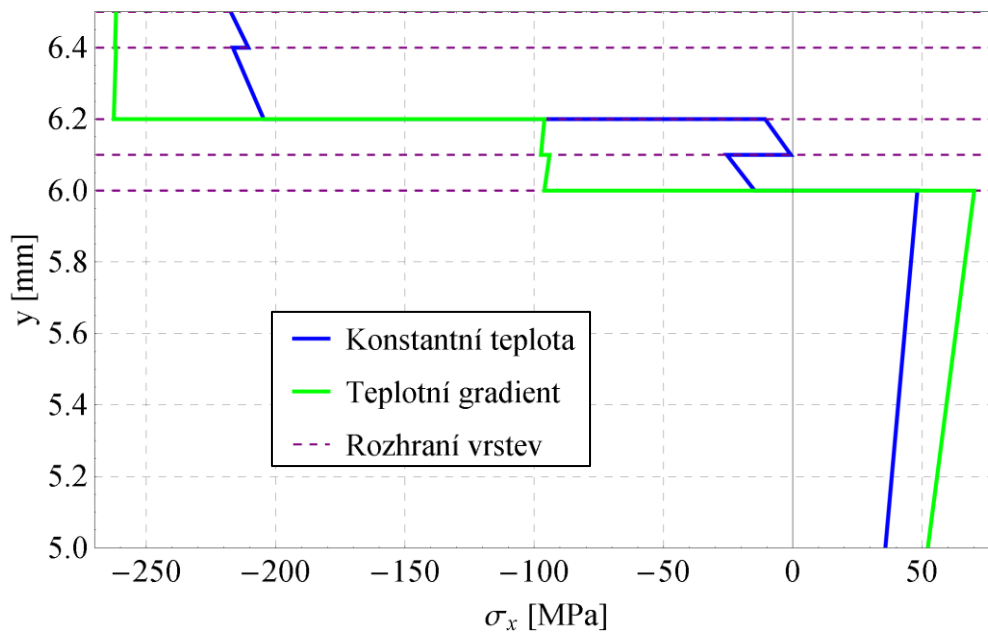
Ze zjištěných výsledků vyplývá, že lze sestavit takový čtyřvrstvý povlak, který má přinejmenším stejné nebo dokonce ještě nižší (tahové nebo tlakové) napětí po průřezu v porovnání s třívrstevným povlakem, a to při zachování stejných materiálů, jaké byly použity pro třívrstevný povlak. Přitom je stále splněna podmínka  $\alpha_{OT} < \alpha_{TC}$ . Další výhodou takového povlaku je, že se zachováním stejných vlastností materiálů zlepšují tepelné izolační vlastnosti povlaku.



Graf 42 – Porovnání průběhů napětí získaných metodou konečných prvků (PLANE183 ZRD) a vylepšenou klasickou laminátovou teorií (KLT) pro čtyřvrstvý povlak při konstantní teplotě



Graf 43 – Porovnání průběhů napětí získaných metodou konečných prvků (PLANE183 ZRD) s vylepšenou klasickou laminátovou teorií (KLT) při uvažování teplotního gradientu



Graf 44 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  při konstantní teplotě po výšce modelu (zelená křivka) a při uvažování teplotního gradientu (modrá křivka), pro  $\alpha_{OL} = 6,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

## 8 Shrnutí dosažených výsledků

### Dvouvrstvý povlak

Při řešení dvouvrstvého povlaku byly hledány nejvhodnější parametry součinitele teplotní roztažnosti  $\alpha_{BC}$  a tloušťky vazebné vrstvy  $t_{BC}$ . Bylo zjištěno, že při daných ostatních materiálových charakteristikách je napětí ve vazebné vrstvě velmi citlivé na její hodnotu součinitele teplotní roztažnosti a mnohem méně na  $t_{BC}$ . Tloušťka vazebné vrstvy (BC) má větší vliv na napětí v ostatních vrstvách, ale přibližně od tloušťky  $t_{BC} = 0,2$  mm začíná převažovat vliv součinitele  $\alpha_{BC}$ . Snižování  $\alpha_{BC}$  vede k velmi rychlému klesání napětí v této vrstvě a naopak. Pro nalezené krajní hodnoty intervalu přípustných hodnot je v povlaku nejnížší napětí, pokud je  $\alpha_{BC}$  rovno 84,5 % součinitele teplotní roztažnosti substrátu. Tato krajní mez se s narůstající tloušťkou vazebné vrstvy nemění. Nemění se ani s různými velikostmi součinitele teplotní roztažnosti vrchní vrstvy  $\alpha_{TC}$ . Je třeba upozornit, že při dané konfiguraci a materiálových charakteristikách bylo ve vazebné vrstvě, při  $\alpha_{BC} = 0,845 \cdot \alpha_{SUB}$ , tahové napětí, které svojí velikostí přibližně odpovídá napětí v substrátu na rozhraní s vazebnou vrstvou. Ze stanoveného intervalu přípustných hodnot vyplývá, že  $\alpha_{BC}$  by měl být větší než součinitel teplotní roztažnosti vrchní vrstvy, ale zároveň menší než  $\alpha_{SUB}$ . Pro zvolený interval hodnot se při zvyšování tloušťky vazebné vrstvy tlakové napětí ve vrchní vrstvě snižuje a tahové napětí v substrátu se zvyšuje.

Změna referenční teploty vazebné vrstvy má významný vliv pouze na napětí v příslušné vrstvě a to tak, že s rostoucí referenční teplotou roste napětí ve vazebné vrstvě. Velikost napětí ve vazebné vrstvě více než v ostatních vrstvách významně ovlivňuje modul pružnosti vazebné vrstvy.

Zvýšení teploty po výšce modelu má za následek snížení absolutních hodnot napětí ve všech vrstvách modelu. Průběh napětí po výšce vrstvy je při uvažování teplotního gradientu stejně jako za konstantní teploty lineární. Zvýšení teploty mělo také za následek zúžení přípustného intervalu součinitele teplotní roztažnosti  $\alpha_{BC}$ . Dále bylo zjištěno, že vlivem zvýšené teploty se původně tlakové napětí ve vazebné vrstvě může změnit na tahové.

### Třívrstvý povlak

V případě třívrstvého povlaku byl zkoumán vliv součinitelů teplotních roztažností vazebné vrstvy a mezivrstvy  $\alpha_{IL}$  na napětí v povlaku. Vliv těchto parametrů na napětí v substrátu a vrchní vrstvě je přibližně stejný. Snížení  $\alpha_{IL}$  vede zejména ke snížení napětí v mezivrstvě, stejně tak snížení velikosti  $\alpha_{BC}$  vede ke snížení napětí ve vazebné vrstvě. Tlakové napětí ve vrchní vrstvě klesá a tahové napětí naopak roste, pokud se  $\alpha_{IL}$  nebo  $\alpha_{BC}$  snižuje. Zvoleným podmínkám přípustných napětí vyhovuje trojúhelníková oblast znázorněná v grafu 26, ze které mimo jiné vyplývá, že součinitel teplotní roztažnosti mezivrstvy by měl být menší než  $\alpha_{BC}$ . Porovnáním nejvyšší a nejnižší hodnoty  $\alpha_{BC}$  v třívrstvě povlaku s nejvyšší a nejnižší hodnotou v intervalu  $\alpha_{BC}$ , z případu dvouvrstvého povlaku, bylo zjištěno, že tyto hodnoty jsou shodné. Nejmenší velikosti napětí v povlaku jsou získána, pokud  $\alpha_{IL} = 3,95 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 5,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , ale zároveň je při této konfiguraci nejvyšší tahové napětí v substrátu. Nejnižší tahové napětí v substrátu nastává, pokud  $\alpha_{IL} = 5,9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  a  $\alpha_{BC} = 6,76 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ . Při těchto hodnotách se však původně tlakové napětí ve vazebné vrstvě a v mezivrstvě změnilo na tahové. Bylo zjištěno, že změnou součinitelů teplotní roztažnosti  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$  lze ovlivnit hodnoty napětí ve vrchní vrstvě a v substrátu pouze v omezené míře, ale lze snadno měnit rozložení napětí po průřezu vazebné vrstvy a mezivrstvy. Ze získaných poznatků byl zvolen kompromis, kdy velikost napětí v mezivrstvě a ve vazebné vrstvě byla mezi hodnotami napětí substrátu a vrchní vrstvy. V takovém případě, při uvážení různých hodnot součinitelů teplotních roztažností, tvořila hodnota  $\alpha_{IL}$  82–86 % hodnoty  $\alpha_{BC}$ .

Změnou modulu pružnosti vazebné vrstvy se mění významně pouze napětí ve vazebné vrstvě. Na ostatní vrstvy má  $E_{BC}$  mnohem menší vliv, a to včetně mezivrstvy (kde změna  $E_{BC}$  o 250 GPa má za následek změnu napětí přibližně o 50 MPa). Stejná zákonitost platí o vlivu modulu pružnosti mezivrstvy na napětí ve vazebné vrstvě. Zvýšením referenční teploty mezivrstvy (případně vazebné vrstvy) lze významně zvýšit napětí v mezivrstvě (vazebné vrstvy). Vliv referenční teploty na ostatní vrstvy je v porovnání s danou vrstvou daleko méně významný.

Při uvažování teplotního gradientu, kdy rozdíl teplot byl roven 200 K, se opět zúžil interval součinitelů teplotní roztažnosti  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$ , které vyhovují stanoveným kritériím. Zvýšením teploty v modelu byla podle předpokladů snížena velikost napětí v celém průřezu. Avšak při dalším zvyšování teploty se může stát, že tlakové napětí ve vazebné vrstvě a v mezivrstvě se změní na tahové.

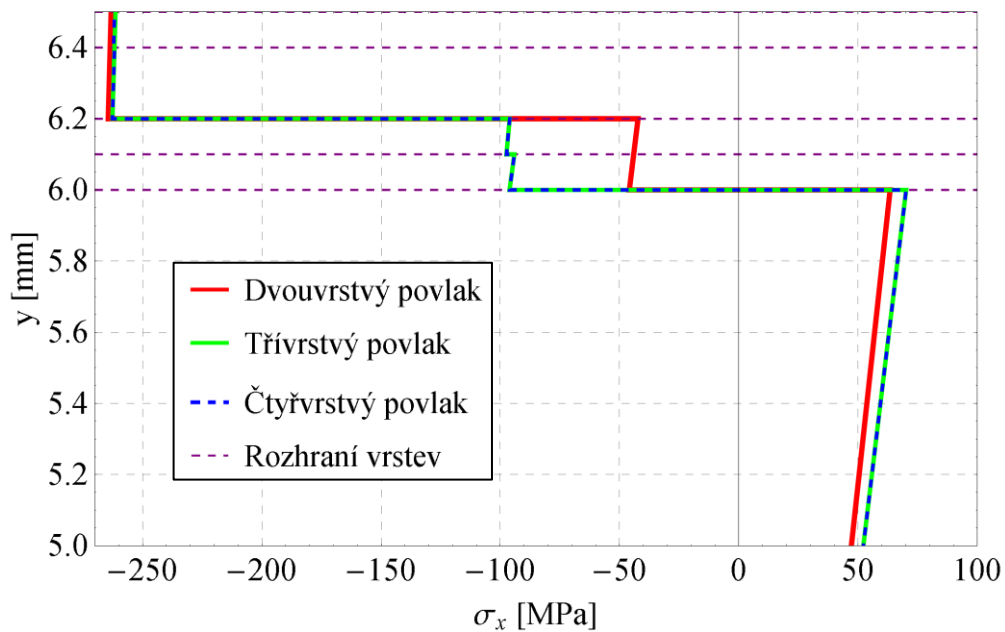
### Čtyřvrstvý povlak

Kromě krycí vrstvy vede zvyšování tloušťky krycí vrstvy  $t_{OL}$  u čtyřvrstvého povlaku ke zvýšení napětí ve všech vrstvách včetně substrátu. Vliv  $t_{OL}$  je u těchto vrstev mnohem vyšší než vliv součinitele teplotní roztažnosti krycí vrstvy  $\alpha_{OL}$ . V krycí vrstvě má naopak větší podíl na zvyšování napětí velikost součinitele  $\alpha_{OL}$ , kde vyšší hodnota způsobí vyšší napětí v krycí vrstvě. Aby nedocházelo ke zbytečnému zvyšování napětí v celém povlaku, nemělo by napětí v krycí vrstvě být nižší než napětí ve vrchní vrstvě. Pro tento případ může být nalezena taková krajní hodnota  $\alpha_{OL}$ , která ještě vyhovuje zmíněné podmínce. Druhou krajní hodnotou omezující pomyslný interval součinitelů teplotních roztažností krycí vrstvy je hodnota  $\alpha_{TC}$ , která je zpravidla vyšší než velikost  $\alpha_{OL}$ . Ve všech vypočítaných případech tato podmínka současně zabránila tlakovému napětí v krycí vrstvě přejít na nežádoucí tahové napětí. Z výše uvedeného vyplývá, že lze pomocí vhodného materiálu, s potřebnou hodnotou součinitele teplotní roztažnosti snížit, napětí v povlaku pod úroveň třívrstvého povlaku a zároveň získat ještě lepší tepelně izolační vlastnosti.

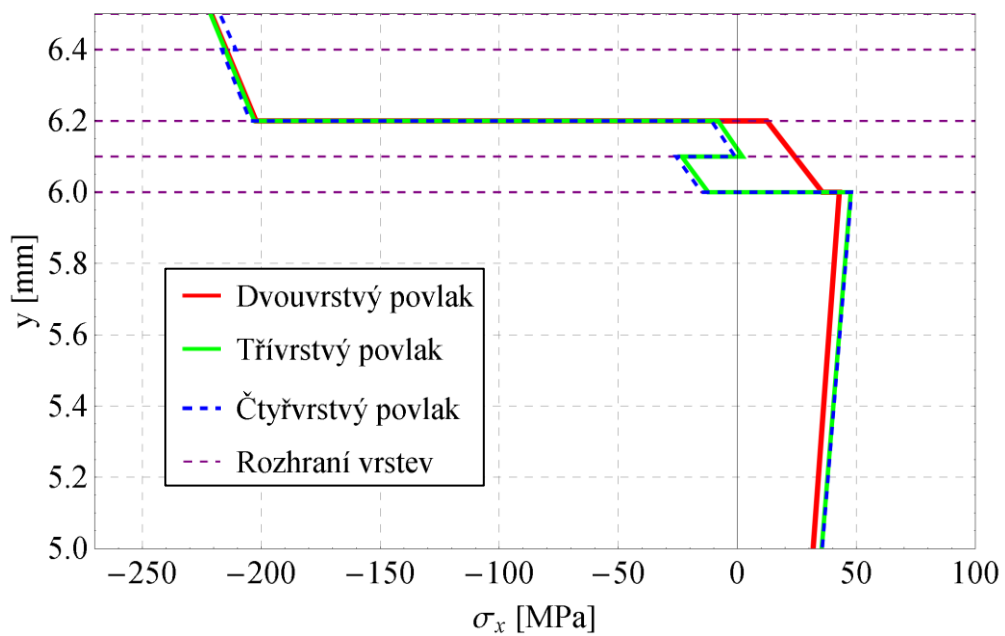
Dále bylo ukázáno, že hodnota součinitele teplotní roztažnosti vazebné vrstvy, respektive odstupňování vazebné vrstvy může s ohledem na velikost součinitelů teplotních roztažností v určité míře přispět ke změně napětí v substrátu a vrchní vrstvě. Zároveň bylo v grafu 25 ukázáno, že přidáním dalších vrstev, s vhodnými součiniteli teplotní roztažností, lze libovolně měnit rozložení napětí mezi vrchní vrstvou a substrátem. Graf 45 zobrazuje různé typy povlaků, které sloužily k porovnání analytických výpočtů s metodou konečných prvků. V tomto grafu je ukázáno, že přidáním dalších vrstev lze vytvořit ochranný povlak s ještě lepšími termomechanickými vlastnostmi, který může mít přibližně stejný průběh napětí po výšce jako základní dvouvrstvý povlak.

Porovnáním grafu 45 s grafem 46 se lze přesvědčit, že zvýšením teploty horní vrstvy ochranného povlaku a při uvážení prostupu tepla ve výpočtech se snížily absolutní hodnoty napětí  $\sigma_x$  po výšce povlaku. Graf 47 zobrazuje průběh teplot od  $y = 5$  mm až do celkové výšky povlaku. Teplotní rozdíl mezi spodní stěnou substrátu a horní stěnou vrchní vrstvy (respektive krycí vrstvy) je 200 K. Tepelně izolační účinek třech typů povlaků je možno porovnávat na rozhraní vazebné vrstvy a substrátu. Pro dvouvrstvý povlak je hodnota teploty na tomto rozhraní rovna  $T_2 = 433,8$  K, třívrstvý  $T_3 = 432,3$  K a čtyřvrstvý  $T_4 = 428,5$  K. Zlepšení izolačních vlastností mezi dvouvrstvým a čtyřvrstvým povlakem je tedy v tomto případě více než 5 K, kdy navíc touto úpravou nebylo významně zvětšeno napětí v povlaku.

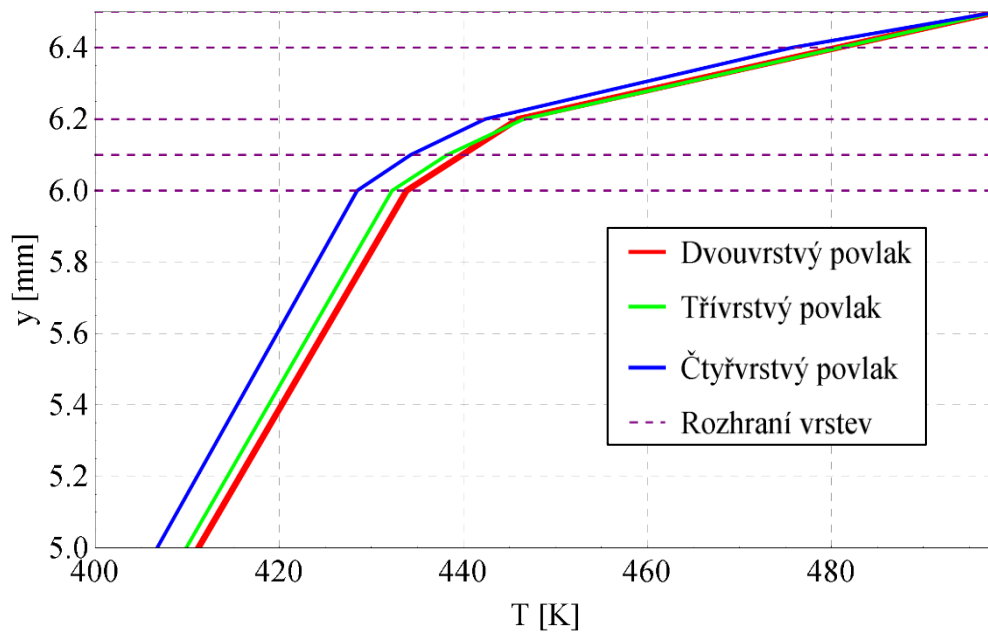




Graf 45 - Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  různých typů povlaků při konstantní teplotě



Graf 46 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  různých typů povlaků při uvažování teplotního gradientu



Graf 47 – Porovnání průběhů teplot pro různé typy povlaků

## 9 Závěr

Hlavním cílem této práce bylo stanovení vhodné kompozice ochranného povlaku skládajícího se z několika různých vrstev konkrétních materiálů. Kritériem pro posouzení vhodnosti uvažovaného povlaku byly velikosti teplotních residuálních napětí v jednotlivých vrstvách. Pro řešení úlohy byl zvolen analytický přístup založený na klasické laminátové teorii. Za účelem vytvoření algoritmu, který byl použit pro výpočty napětí a deformací, bylo nutné nastudovat programovací jazyk matematického softwaru Mathematica. Výpočty byly provedeny nejen pro konstantní teplotu, ale také pro nehomogenní teplotní pole po výšce substrátu a celého povlaku, tudíž vytvořený model (založený na klasické laminátové teorii) musel být ještě rozšířen o problematiku vedení tepla.

Součástí práce je rešeršní studie, která dává přehled o tom, na jaké úrovni je v současnosti prováděn výpočet zbytkových napětí v různých typech tepelných bariér. Zejména je zde pojednáno o povlacích, které jsou nanášeny technikou plazmového nástřiku. U takovýchto povlaků je residuální napětí rozdělováno na tři složky, kde je jednou z nejpodstatnějších složek napětí vzniklé v důsledku různých součinitelů teplotních roztažností. Komplikované rozhraní povlaků tepelných bariér je často nahrazováno zvlněnou křivkou nebo ve vzácných případech snímky z rastrovacích elektronových mikroskopů. Dalším poznatkem je, že vrstva oxidů, která se formuje na rozhraní vazebné vrstvy a substrátu tepelné bariéry, má při cyklickém teplotním zatěžování rozhodující vliv na životnost povlaku.

Nad rámec zadaných cílů byla vypracována kapitola, která podává stručný přehled o problematice tepelných a environmentálních bariér. A to jednak z důvodu lepšího porozumění celé práci a jednak z důvodu absence jakékoliv přehledové literatury pojednávající o problematice environmentálních bariér. Dostupné publikace zabývající se tímto tématem jsou buď výzkumné články, nebo sborníky článků v knižní podobě. Ve čtyřech podkapitolách (3.1 až 3.4) je pojednáno o rozdílu tepelných a environmentálních bariér, skladbách těchto ochranných povlaků, dále pak o pokročilých materiálech, které jsou předmětem výzkumu a jako poslední jsou uvedeny nejběžněji používané technologie nánosu povlaků.

Ověření výstupů analytického modelu bylo provedeno s využitím metody konečných prvků na modelu, který svou úrovní odpovídá analytickému. Při numerických výpočtech byl použit rovinný prvek PLANE183, který umožňuje pro výpočet použít tak zvanou zobecněnou rovinnou deformaci, nezbytnou pro správný popis napětí v případě teplotního zatížení modelovaného tělesa. Jelikož zvolený prvek nepodporuje výpočet teplotně-strukturálních analýz, bylo i v tomto případě nutné předem stanovit rozložení teplot po výšce modelu (analytickým přístupem) a zjištěné teploty předepsat do uzlů odpovídajících prvků. Získané průběhy napětí z rovinného modelu byly identické s těmi, které byly obdrženy při použití prostorového prvku podporující teplotně-strukturální analýzy. Avšak výsledky byly získány výrazně v kratším čase, než tomu bylo při využití prostorového modelu.

Na základě provedené rešerše byly vypořizovány některé vztahy mezi materiálovými vlastnostmi jednotlivých vrstev tepelné bariéry. Těchto zákonitostí bylo využito při volbě materiálů jednotlivých vrstev. Při výpočtech napětí proto byly materiálové charakteristiky substrátu a vrchní vrstvy ve všech řešených případech neměnné. Celkem v této práci byly řešeny tři typy ochranných povlaků. Vzhledem k tomu, že řešená úloha představuje po stránce matematické problematiku vícerozměrné optimalizace, nebyla z časových důvodů zvolena žádná matematická optimalizační metoda. Hledání vhodných parametrů probíhalo tím způsobem, že byly vybrány proměnné veličiny, následovalo zvolení intervalů hodnot, ve kterých se vybrané veličiny mohly pohybovat. Poté byly vypočítány napětí ve všech vrstvách pro všechny kombinace hodnot ze zadaných intervalů. Ve všech případech tvořil alespoň jednu

proměnnou veličinu součinitel teplotní roztažnosti, jelikož má na teplotní zbytková napětí klíčový vliv.

Pro dvouvrstvý povlak bylo zjištěno, že vhodným kritériem je v tomto případě interval napětí, který je z jedné strany omezen velikostí napětí ve vrchní vrstvě a z druhé strany velikostí napětí v substrátu. Za těchto podmínek pro zadané materiálové charakteristiky je první krajní hodnota součinitele teplotní roztažnosti vazebné vrstvy rovna 64 % a ve druhém 84 % hodnoty teplotní roztažnosti substrátu. Procentuální poměr druhé krajní hodnoty byl nezávislý jak na součiniteli teplotní roztažnosti vrchní vrstvy, tak na změně tloušťky vazebné vrstvy. Při snižování teplotní roztažnosti vazebné vrstvy pod první mez klesá hodnota napětí v této vrstvě velmi výrazně, ale v ostatních vrstvách napětí roste. Pokud je teplotní roztažnost vazebné vrstvy vyšší než druhá krajní hodnota, zvyšuje se napětí ve vazebné vrstvě a v ostatních vrstvách klesá. Dále bylo zjištěno, že zvětšením tloušťky vazebné vrstvy roste napětí ve všech vrstvách.

Za proměnné parametry byly u třívrstvého povlaku zvoleny součinitelé teplotních roztažností vazebné vrstvy a přidané mezivrstvy. V tomto případě byla pro mezivrstvu přidána podmínka, že hodnota napětí v mezivrstvě by měla být menší než ve vazebné vrstvě. Z nově zavedené podmínky mimo jiné vyplývá, že součinitel teplotní roztažnosti mezivrstvy ( $\alpha_{IL}$ ) by měl být vždy menší než součinitel teplotní roztažnosti vazebné vrstvy ( $\alpha_{BC}$ ). S ohledem na hodnoty napětí v krajních mezích stanovených podmínek byl zvolen kompromis, kdy velikost napětí v mezivrstvě a ve vazebné vrstvě, byla mezi hodnotami napětí substrátu a vrchní vrstvy. V takovém případě, při různých hodnotách součinitelů teplotních roztažností substrátu a vrchní vrstvy, se pohybovala velikost součinitele teplotní roztažnosti vazebné vrstvy od 74 % do 84 % hodnoty součinitele teplotní roztažnosti substrátu. Součinitel teplotní roztažnosti mezivrstvy byl poté v rozmezí 82–86 % hodnoty  $\alpha_{BC}$ . Dále bylo zjištěno, že změnou součinitelů teplotní roztažnosti  $\alpha_{BC}$  a  $\alpha_{IL}$  lze ovlivnit hodnoty napětí ve vrchní vrstvě a v substrátu pouze v malém rozsahu. Rozložení napětí po průřezu vazebné vrstvy a mezivrstvy lze naopak měnit součiniteli teplotních roztažností vazebné vrstvy a mezivrstvy poměrně snadno.

Zvyšování tloušťky krycí vrstvy ve čtyřvrstvěm povlaku vede kromě samotné krycí vrstvy ke zvýšení napětí ve všech vrstvách povlaku včetně substrátu. Z rešeršní studie vyplynulo, že velikosti součinitelů teplotních roztažností krycích vrstev nebyvají vyšší než vrchní vrstvy. Z provedených výpočtů bylo zjištěno, že pokud  $\alpha_{OL}$  nepřesáhne určitou hodnotu, nemusí nutně přispět ke zvýšení napětí v povlaku. Pomocí vhodného materiálu s potřebnou hodnotou součinitele teplotní roztažnosti lze u čtyřvrstvého povlaku dosáhnout alespoň stejného průběhu napětí jako u třívrstvého povlaku a zároveň získat ještě lepší tepelně izolační vlastnosti.

Při zvýšení teploty na straně vrchní vrstvy a uvážením teplotního gradientu byly absolutní hodnoty napětí menší, než při nižší neměnné teplotě po výšce modelu. Krajní hodnoty intervalů přípustných hodnot teplotních roztažností se při zvýšení teploty snížily. Při dalším zkoumání bylo zjištěno, že pokud je teplota dostatečně vysoká, může se původně tlakové napětí ve vazebné vrstvě (případně také v mezivrstvě) změnit na tahové.

Dát zcela obecná doporučení pro návrh ochranných povlaků pro vysokoteplotní aplikace je velmi obtížné, už jen z toho důvodu, že uvedené vztahy mezi materiály vrstev, které plynou z rešerše tepelných bariér, mohou být u environmentálních povlaků jiné. Například součinitel teplotní roztažnosti substrátu může být menší než u vrchní vrstvy. Dalším úskalím je fakt, že ve výpočtech nebyly zahrnuty některé veličiny, které mohly mít podstatný vliv na řešení. Byla využita klasická laminátová teorie, tudíž zde platí omezení plynoucí z jejich předpokladů. Chování materiálu bylo lineárně pružné a byly uvažovány neměnné materiálové charakteristiky v závislosti na teplotě. Zároveň je důležité zmínit, že chemické a mechanické vlastnosti se vlivem provozních podmínek s časem mění. Proto počáteční vlastnosti povlaku mohou být odlišné od kteréhokoliv jiného okamžiku od spuštění provozu. Zjednodušeno bylo také rozhraní

vrstev, které bylo modelováno jako rovina (respektive přímka) s dokonalou adhezí materiálů. Zahnutí některých uvedených veličin a zkoumání jejich vlivů na výsledky, by mohl být námětem pro další práci.

Pro uvažované vstupní hodnoty a na dané úrovni, lze z dosažených výsledků vyvodit následující závěry. Napětí v povlaku vzrůstá se vzrůstající tloušťkou povlaku. Proto je vhodné dodržet, aby povlak nebyl tlustší, než je nezbytně nutné. Hodnoty součinitelů teplotních roztažností vazebné vrstvy a případné mezivrstvy by měly být svou hodnotou blíže k substrátu než k vrchní vrstvě, ale zároveň by neměla překročit určitou hranici (při daných materiálových parametrech byla 84 % hodnoty substrátu). Pokud je substrát a rozhraní mezi substrátem a vazebnou vrstvou dostatečně odolné, je vhodné volit z uvedených intervalů nižší hodnoty součinitelů teplotních roztažností vazebné vrstvy (mezivrstvy). A to z důvodu zachování tlakových napětí ve vazebné vrstvě (mezivrstvě). Aby se zabránilo vzniku tahových napětí v mezivrstvě, zatímco ve vazebné vrstvě budou tlaková napětí, teplotní roztažnost mezivrstvy by měla být nižší než vazebné vrstvy. Pokud je v povlaku přítomna krycí vrstva a její součinitel tepelné roztažnosti je blízký tepelné roztažnosti vrchní vrstvy, nemusí negativně ovlivnit zvýšení napětí v povlaku.

## Použitá literatura

- [1] PADTURE, N. P., M. GELL a E.H. JORDAN. Thermal Barrier Coatings for Gas-Turbine Engine Applications. *Science*. 2002, Sv. 296(5566), 280-284, DOI: 10.1126/science.1068609.
- [2] TAMARIN, Y. *Protective coatings for turbine blades*. Ohio: Materials Park, 2002. ISBN 0871707594.
- [3] 3. PEREPEZKO, J.H. The Hotter the Engine, the Better. *Science*. 2009, Sv. 326(5956), 1068-1069, DOI: 10.1126/science.1179327.
- [4] PAWŁOWSKI, L. *The science and engineering of thermal spray coatings*. Hoboken, NJ : Wiley, 2008. ISBN 9780471490494.
- [5] VASSEN, R., M.O. JARLIGO, T. STEINKE, et al. Overview on advanced thermal barrier coatings. *Surface and Coatings Technology*. 2010, Sv. 205(4), 938-942, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2010.08.151.
- [6] KUNEŠ, J., Z. VESELÝ a M. HONNER. *Tepelné bariéry*. Praha : Academia, 2003. ISBN 8020012184.
- [7] FOX, A.C. a T.W. CLYNE. Oxygen transport by gas permeation through the zirconia layer in plasma sprayed thermal barrier coatings. *Surface and Coatings Technology*. 2004, Sv. 184(2-3), 311-321, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2003.10.018.
- [8] YU, Q.M., H.L. ZHOU a L.B. WANG. Influences of interface morphology and thermally grown oxide thickness on residual stress distribution in thermal barrier coating system. *Ceramics International*. 2016, Sv. 42(7), 8338-8350, DOI: 10.1016/j.ceramint.2016.02.049.
- [9] LIM, J.G., S. SEO, J.M. KOO, C.S. SEOK, J.B. CHOI a M.K. KIM. Parametric study for optimal design of an air plasma sprayed thermal barrier coating system with respect to thermal stress. *Surface and Coatings Technology*. 2017, Sv. 315, 105-11, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2017.02.012.
- [10] BEELE, W., G. MARIJNISSEN a A. VAN LIESHOUT. The evolution of thermal barrier coatings - status and upcoming solutions for today's key issues. *Surface and Coatings Technology*. 1999, Sv. 120-121, 61-67, DOI: 10.1016/S0257-8972(99)00342-4.
- [11] JACOBSON, N.S. Corrosion of Silicon-Based Ceramics in Combustion Environments. *Journal of the American Ceramic Society*. 1993, Sv. 76(1), 3-28, DOI: 10.1111/j.1151-2916.1993.tb03684.x.
- [12] LEE, K.N. Current status of environmental barrier coatings for Si-Based ceramics. *Surface and Coatings Technology*. 2000, Sv. 133-134, 1-7, DOI: 10.1016/S0257-8972(00)00889-6.
- [13] LEE K.N., N.S. JACOBSON, R. A. MILLER. Refractory Oxide Coatings on SiC Ceramics. *MRS Bulletin*. 1994, Sv. 19(10), 35-38, DOI: 10.1557/S088376940004820X.
- [14] XU, Y., X. HU, F. XU a K. LI. Rare earth silicate environmental barrier coatings: Present status and prospective. *Ceramics International*. 2017, Sv. 43(8), 5847-5855, DOI: 10.1016/j.ceramint.2017.01.153.

- [15] MESQUITA-GUIMARÃES, J., E. GARCIA, M. I. OSENDI, O. SEVECEK a R. BERMEJO. Effect of aging on the onset of cracks due to redistribution of residual stresses in functionally graded environmental barrier coatings of mullite/ZrO<sub>2</sub>. *Composites Part B: Engineering*. 2014, Sv. 61, 199-205, DOI: 10.1016/j.compositesb.2013.11.012.
- [16] KUMAR, V. a B. KANDASUBRAMANIAN. Processing and design methodologies for advanced and novel thermal barrier coatings for engineering applications. *Particuology*. 2016, Sv. 27, 1-28, DOI: 10.1016/j.partic.2016.01.007.
- [17] HAN, M., J. HUANG a S.H. CHEN. A parametric study of the Double-Ceramic-Layer Thermal Barrier Coating Part II: Optimization selection of mechanical parameters of the inside ceramic layer based on the effect on the stress distribution. *Surface and Coatings Technology*. 2014, Sv. 238, 93-117, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2013.10.053.
- [18] WANG, L., Y. WANG, X.G. SUN, et al. Finite element simulation of residual stress of double-ceramic-layer La<sub>2</sub>Zr<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/8YSZ thermal barrier coatings using birth and death element technique. *Computational Materials Science*. 2012, Sv. 53(1), 117-127, DOI: 10.1016/j.commatsci.2011.09.028.
- [19] WANG, L., X.H. ZHONG, Y.X. ZHAO, et al. Design and optimization of coating structure for the thermal barrier coatings fabricated by atmospheric plasma spraying via finite element method. *Journal of Asian Ceramic Societies*. 2014, Sv. 2(2), 102-116, DOI: 10.1016/j.jascer.2014.01.006.
- [20] WANG, L., Y. WANG, X.G. SUN, J.Q. HE, Z.Y. PAN a C.H. WANG. Thermal shock behavior of 8YSZ and double-ceramic-layer La<sub>2</sub>Zr<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/8YSZ thermal barrier coatings fabricated by atmospheric plasma spraying. *Ceramics International*. 2012, Sv. 38(5), 3595-3606, DOI: 10.1016/j.ceramint.2011.12.076.
- [21] WANG L., Y. WANG, W.Q. ZHANG, X.G. SUN, J.Q. HE, Z.Y. PAN a C.H. WANG. Finite element simulation of stress distribution and development in 8YSZ and double-ceramic-layer La<sub>2</sub>Zr<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/8YSZ thermal barrier coatings during thermal shock. *Applied Surface Science*. 2012, Sv. 258(8), 3540-3551, DOI: 10.1016/j.apsusc.2011.11.109.
- [22] ZHANG, X.C., B.S. XU, H.D. WANG, et al. Modeling of thermal residual stresses in multilayer coatings with graded properties and compositions. *Thin Solid Films*. 2006, Sv. 497(1-2), 223-231, DOI: 10.1016/j.tsf.2005.09.184.
- [23] CHEN, H., Y. LIU, Y. GAO, S. TAO a H. LUO. Design, Preparation, and Characterization of Graded YSZ/La<sub>2</sub>Zr<sub>2</sub>O<sub>7</sub> Thermal Barrier Coatings. *Journal of the American Ceramic Society*. 2010, Sv. 93(6), 1732-1740, DOI: 10.1111/j.1551-2916.2010.03610.x.
- [24] XU, H., S. GONG a L. DENG. Preparation of thermal barrier coatings for gas turbine blades by EB-PVD. *Thin Solid Films*. 1998, Sv. 334(1-2), 98-102, DOI: 10.1016/S0040-6090(98)01124-9.
- [25] GUO, H.B., R. VABEN a D. STÖVER. Atmospheric plasma sprayed thick thermal barrier coatings with high segmentation crack density. *Surface and Coatings Technology*. 2004, Sv. 186(3), 353-363, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2004.01.002.
- [26] POERSCHKE, D.L., J.S. VAN SLUYTMAN, K.B. WONG a C.G. LEVI. Thermochemical compatibility of ytterbia-(hafnia/silica) multilayers for environmental barrier coatings. *Acta Materialia*. 2013, Sv. 61(18), 6743-6755, DOI: 10.1016/j.actamat.2013.07.047.

- [27] YU, Z.X., J.B. HUANG, W.Z. WANG, J.Y. YU a L.M. WU. Deposition and properties of a multilayered thermal barrier coating. *Surface and Coatings Technology*. 2016, Sv. 288, 126-134, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2016.01.001.
- [28] GONG, S. a Q. WU. Processing, microstructures and properties of thermal barrier coatings by electron beam physical vapor deposition (EB-PVD). *Thermal Barrier Coatings*. Elsevier, 2011, s. 115. DOI: 10.1533/9780857090829.2.115. ISBN 9781845696580.
- [29] LEE, K.N., D.S. FOX, J.I. ELDRIDGE, D. ZHU, R.C. ROBINSON, N.P. BANSAL a R.A. MILLER. Upper Temperature Limit of Environmental Barrier Coatings Based on Mullite and BSAS. *Journal of the American Ceramic Society*. 2003, Sv. 86(8), 1299-1306, DOI: 10.1111/j.1151-2916.2003.tb03466.x.
- [30] CLAUB, B. Fibers for Ceramic Matrix Composites. *Ceramic Matrix Composites*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co., 2008, s. 1-20 DOI: 10.1002/9783527622412.ch1. ISBN 9783527622412.
- [31] OSADA, T., W. NAKAO, K. TAKAHASHI a K. ANDO. Self-crack-healing behavior in ceramic matrix composites. *Advances in Ceramic Matrix Composites*. 2014, s. 410-441 DOI: 10.1533/9780857098825.2.410. ISBN 9780857091208.
- [32] LUTHRA, K.L. Emerging Applications and Challenges in using Ceramics at General Electric. *The American Ceramic Society*. [online]. Schenectady: Ceramic & Metallurgy Technologies GE Global Research, 2011, [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://ceramics.org/wp-content/uploads/2011/08/gsl-emerging-apps-ge-luthra.pdf>.
- [33] LEE, K.N., D.S. FOX a N.P. BANSAL. Rare earth silicate environmental barrier coatings for SiC/SiC composites and Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> ceramics. *Journal of the European Ceramic Society*. 2005, Sv. 25(10), 1705-1715, DOI: 10.1016/j.jeurceramsoc.2004.12.013.
- [34] VASSEN, R., A. STUKE a D. STÖVER. Recent Developments in the Field of Thermal Barrier Coatings. *Journal of Thermal Spray Technology*. 18(2), 181-186, 2009, DOI: 10.1007/s11666-009-9312-7.
- [35] BAST, U. a E. SCHUMANN. Development of Novel Oxide Materials for TBC's. *26th Annual Conference on Composites, Advanced Ceramics, Materials, and Structures: B: Ceramic Engineering and Science Proceedings*. Munich: John Wiley, 2008, s. 525-532. DOI: 10.1002/9780470294758.ch58. ISBN 9780470294758.
- [36] KRÄMER, S., J. YANG a C.G. LEVI. Infiltration-Inhibiting Reaction of Gadolinium Zirconate Thermal Barrier Coatings with CMAS Melts. *Journal of the American Ceramic Society*. 2008, Sv. 91(2), 576-583, DOI: 10.1111/j.1551-2916.2007.02175.x.
- [37] XU, H. a H. GUO. *Thermal barrier coatings*. Philadelphia, PA : Woodhead Publishing, 2011. ISBN 9781845696580.
- [38] SCHULZ, U., C. LEYENS, K. FRITSCHER, et al. Some recent trends in research and technology of advanced thermal barrier coatings. *Aerospace Science and Technology*. 2003, Sv. 7(1), 73-80, DOI: 10.1016/S1270-9638(02)00003-2.
- [39] Corporation, United Technologies. *EB-PVD system with automatic melt pool height control*. Vyálezce: SCHLICHTING, K. Spojené státy americké. US 2007/0141233 A1. Zapsáno 21.12. 2005.



- [40] ZHANG, X.C., B.S. XU, H.D. WANG, et al. An analytical model for predicting thermal residual stresses in multilayer coating systems. *Thin Solid Films*. 2005, Sv. 488(1-2), 274-282, DOI: 10.1016/j.tsf.2005.04.027.
- [41] SHAW, L.L. Thermal residual stresses in plates and coatings composed of multi-layered and functionally graded materials. *Composites Part B: Engineering*. 1998, Sv. 29(3), 199-210, DOI: 10.1016/S1359-8368(97)00029-2.
- [42] NAYEBPASHAEE, N., S.H. SEYEDEIN, M.R. ABOUTALEBI, et al. Finite element simulation of residual stress and failure mechanism in plasma sprayed thermal barrier coatings using actual microstructure as the representative volume. *Surface and Coatings Technology*. 2016, Sv. 291, 103-114, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2016.02.028.
- [43] KURODA, S. a T.W. CLYNE. The quenching stress in thermally sprayed coatings. *Thin Solid Films*. 1991, Sv. 200(1), 49-66, DOI: 10.1016/0040-6090(91)90029-W. ISSN 00406090.
- [44] ZHU, W., M. CAI, L. YANG, et al. The effect of morphology of thermally grown oxide on the stress field in a turbine blade with thermal barrier coatings. *Surface and Coatings Technology*. 2015, Sv. 276, 160-167, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2015.06.061.
- [45] YU, Q.M. a L. CEN. Residual stress distribution along interfaces in thermal barrier coating system under thermal cycles. *Ceramics International*. 2017, Sv. 43(3), 3089-3100, DOI: 10.1016/j.ceramint.2016.11.119.
- [46] ZHANG, X.C., B.S. XU, H.D. WANG, et al. Modeling of the residual stresses in plasma-spraying functionally graded ZrO<sub>2</sub>/NiCoCrAlY coatings using finite element method. *Materials & Design*. 2006, Sv. 27(4), 308-315, DOI: 10.1016/j.matdes.2004.10.026.
- [47] WIDJAJA, S., A.M. LIMARGA a T.H. YIP. Modeling of residual stresses in a plasma-sprayed zirconia/alumina functionally graded-thermal barrier coating. *Thin Solid Films*. 2003, Sv. 434(1-2), 216-227, DOI: 10.1016/S0040-6090(03)00427-9.
- [48] RAVICHANDRAN, K.S. Thermal residual stresses in a functionally graded material system. *Materials Science and Engineering*. 1995, Sv. 201(1-2), 269-276, DOI: 10.1016/0921-5093(95)09773-2.
- [49] ZHANG, X.C., B.S. XU, H.D. WANG, et al. Effects of compositional gradient and thickness of coating on the residual stresses within the graded coating. *Materials & Design*. 2007, Sv. 28(4), 1192-1197, DOI: 10.1016/j.matdes.2006.01.012.
- [50] NETTLES, A. *Basic mechanics of laminated composite plates*. NASA Reference Publication, 1351. Marshall Space Flight Center, National Aeronautics and Space Administration, Aalabama, 1994.
- [51] VRBKA, J. *Mechanika kompozitů*. Brno, 2008.
- [52] PETRUŠKA, J. *MKP v inženýrských výpočtech*. [online]. Učební text FSI VUT Brno, 2011, 112 s. Dostupné z: <http://www.umt.fme.vutbr.cz/img/fckeditor/file/opory/RIV/MKP2011.pdf>.
- [53] ANSYS, Inc. ANSYS Release 17.2 User's Manual. Swanson Analysis Sys. Inc, Pennsylvania.
- [54] BÄKER, M. Influence of material models on the stress state in thermal barrier coating simulations. *Surface and Coatings Technology*. 2014, Sv. 240, 301-310, DOI: 10.1016/j.surfcoat.2013.12.045.

- [55] WANG, L., D.C. LI, J.S. YANG, et al. Modeling of thermal properties and failure of thermal barrier coatings with the use of finite element methods: A review. *Journal of the European Ceramic Society*. 2016, Sv. 36(6), 1313-1331, DOI: 10.1016/j.jeurceramsoc.2015.12.038.
- [56] TAWANCY, H.M., A.I. MOHAMMAD, L.M. AL-HADHRAMI, et al. On the performance and failure mechanism of thermal barrier coating systems used in gas turbine blade applications: Influence of bond coat/superalloy combination. *Engineering Failure Analysis*. 2015, Sv. 57, 1-20, DOI: 10.1016/j.engfailanal.2015.07.023.
- [57] CHEN, L. Processing, microstructures and properties of thermal barrier coatings (TBCs) by plasma spraying (PS). [autor knihy] H. a H. GUO XU. *Thermal barrier coatings*. Philadelphia, PA: Woodhead Publishing, 2011.

## Seznam použitých zkratk

APS	Atmosférický plazmový nástřik
BC	Vazebná vrstva
CMC	Ceramic matrix composite
EBC	Environmentální bariéra
EB-PVD	Fyzikální depozice pomocí elektronového paprsku
FEA	Finite element analysis
IL	Mezivrstva
KLT	Klasická laminátová teorie
LC	Krycí vrstva v (kapitola 4)
MKP	Metoda konečných prvků
OL	Krycí vrstva
RD	Rovinná deformace
SEM	Rastrovací elektronový mikroskop
SUB	Substrát
TBC	Tepelná bariéra
TC	Vrchní vrstva
TC1	Krycí vrstva (kapitola 4)
TC2	Vrchní vrstva (kapitola 4)
TGO	Vrstva $\text{Al}_2\text{O}_3$
YSZ	Ytriem stabilizované zirkonium
ZRD	Zobecněná rovinná deformace

## Seznam použitých symbolů

Symbol	Jednotka	Význam
$h_k$	mm	Vzdálenost rozhraní od střednicové roviny
$l$	mm	Délka modelu
$m$	-	Gradientní exponent
$t_{BC}$	mm	Tloušťka vazebné vrstvy
$t_{IL}$	mm	Tloušťka mezivrstvy
$t_{OL}$	mm	Tloušťka krycí vrstvy
$t_{SUB}$	mm	Tloušťka substrátu
$t_{TC}$	mm	Tloušťka vrchní vrstvy
$\dot{q}$	$W \cdot m^{-2}$	Hustota tepelného toku
$z$	mm	Poloha v povlaku na ose kolmé ke střednicové rovině laminátu
$\bar{z}_k$	mm	Vzdálenost od střednicové roviny ke středu $k$ vrstvy
$A$	$N \cdot m^{-1}$	Matice membránové tuhosti
$B$	N	Matice vazebné tuhosti
$D$	$N \cdot m$	Matice ohybové tuhosti
$E_1$	MPa	Podélný modul pružnosti v tahu
$E_2$	MPa	Příčný modul pružnosti v tahu
$G_{12}$	MPa	Modul pružnosti ve smyku
$M$	N	Vnější momentové zatížení
$M_{th}$	N	Vnější momentové zatížení
$N$	$N \cdot m^{-1}$	Vnější silové zatížení
$N_{th}$	$N \cdot m^{-1}$	Vnější silové zatížení
$T$	K	Teplota
$T$	-	Transformační matice
$T_h$	K	Teplota horní stěny
$T_m$	K	Teplota tání sprejovaného materiálu
$T_{ref}$	K	Referenční teplota
$T_s$	K	Teplota substrátu během sprejování (kapitola 4)
$T_s$	K	Teplota spodní stěny
$T_k$	K	Teplota v $k$ místě stěny
$Q$	MPa	Matice tuhosti vrstvy v materiálovém souřadném systému
$\bar{Q}$	MPa	Matice tuhosti vrstvy v globálním souřadném systému
$\dot{Q}$	W	Tepelný tok (kapitola 5.2)
$S$	$m^2$	Plocha (kapitola 5.2)
$S$	$MPa^{-1}$	Matice poddajnosti vrstvy v materiálovém souřadném systému
$\bar{S}$	$MPa^{-1}$	Matice poddajnosti vrstvy v globálním souřadném systému

$S_a$	$K^{-1}$	Matice teplotních roztažností v materiálovém souřadném systému
$\bar{S}_a$	$K^{-1}$	Matice teplotních roztažností v globálním souřadném systému
$\alpha$	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$	Součinitel přestupu tepla (kapitola 5.2)
$\alpha$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti
$\alpha_{BC}$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti vazebné vrstvy
$\alpha_{IL}$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti mezivrstvy
$\alpha_{OL}$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti krycí vrstvy
$\alpha_{SUB}$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti substrátu
$\alpha_{TC}$	$K^{-1}$	Součinitel teplotní roztažnosti vrchní vrstvy
$\alpha_1$	$K^{-1}$	Podélný součinitel teplotní roztažnosti
$\alpha_2$	$K^{-1}$	Příčný součinitel teplotní roztažnosti
$\gamma_{xy}$	-	Zkos v rovině xy
$\gamma_{12}$	-	Zkos v rovině 12
$\delta$	mm	Tloušťka vrstvy
$\boldsymbol{\varepsilon}^0$	-	Matice přetvoření střednicové plochy laminátu
$\boldsymbol{\varepsilon}_{el}$	-	Matice elastického přetvoření
$\boldsymbol{\varepsilon}_{th}$	-	Matice teplotního přetvoření
$\boldsymbol{\varepsilon}_{tot}$	-	Matice celkového přetvoření
$\varepsilon_x$	-	Přetvoření ve směru osy x
$\varepsilon_y$	-	Přetvoření ve směru osy y
$\varepsilon_1$	-	Přetvoření ve směru osy 1
$\varepsilon_2$	-	Přetvoření ve směru osy 2
$\boldsymbol{\kappa}^0$	-	Matice křivosti střednicové plochy celého laminátu
$\lambda$	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	Součinitel tepelné vodivosti
$\nu$	-	Poissonův poměr
$\nu_{12}$	-	Poissonův poměr ve směru 12
$\nu_{21}$	-	Poissonův poměr ve směru 21
$\sigma$	MPa	Celkové residuální napětí (kapitola 4)
$\sigma_q$	MPa	Napětí vzniklé rychlým ochlazením materiálu
$\sigma_t$	MPa	Teplotní zbytkové napětí
$\sigma_p$	MPa	Napětí způsobené fázovou přeměnou
$\sigma_x$	MPa	Napětí působící ve směru osy x
$\sigma_y$	MPa	Napětí působící ve směru osy y
$\tau_{xy}$	MPa	Smykové napětí v rovině xy
$\sigma_1$	MPa	Napětí působící ve směru osy 1
$\sigma_2$	MPa	Napětí působící ve směru osy 2
$\tau_{12}$	MPa	Smykové napětí v rovině 12
$\varphi$	rad, °	Úhel natočení globálního souřadného systému vůči materiálovému souřadnému systému

# Seznam příloh

## CD: Diplomová práce 2017

- Skript pro program Mathematica 9.0 sloužící k výpočtu napětí v povlaku použitého pro porovnání výsledků s MKP (MKPvsKLT.nb).
- Skripty pro analytický výpočet napětí ve dvouvrstevném, třívrstevném a čtyřvrstevném povlaku s využitím klasické laminátové teorie rozšířené o vedení tepla v programu Mathematica 9.0 (BC\_TC.nb, BC\_IL\_TC.nb, BC\_IL\_TC\_OL.nb).
- Spouštěcí makra pro program ANSYS sloužící k výpočtu napětí v povlaku použitého pro porovnání výsledků s klasickou laminátovou teorií (MKPvsKLT\_183.inp, MKPvsKLT\_223.inp, MKPvsKLT\_226.inp).
- Spouštěcí makra pro numerický výpočet napětí ve dvouvrstevném, třívrstevném a čtyřvrstevném povlaku pro program ANSYS (BC\_TC\_183.inp, BC\_IL\_TC\_183.inp, BC\_IL\_TC\_OL\_183.inp).
- Návrh optimálních parametrů vícevrstvého keramického ochranného povlaku pro vysokoteplotní aplikace.docx - elektronická verze diplomové práce.
- Návrh optimálních parametrů vícevrstvého keramického ochranného povlaku pro vysokoteplotní aplikace.pdf - elektronická verze diplomové práce.