



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební

Katedra technických zařízení budov

Modelování vnitřního prostředí v interakci s člověkem

Indoor Environment Modelling with a Human Interaction

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Lucie Dobiášová

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Pozemní stavby

Školitel: Ing. Daniel Adamovský, Ph.D.

Praha, 2018

Abstrakt

Vnitřní prostředí a jeho vliv na člověka představují komplexní problematiku. Člověk je se svým okolím v neustálé interakci. Působí v něm jako tepelný zdroj, ale také jako zdroj škodlivin. Mezi ty patří především oxid uhličitý produkovaný dýcháním, viry nebo pevné částice ulpívající na povrchu oděvu. Samotné prostředí má potom vliv na zdraví člověka, jeho pracovní výkonnost i psychickou pohodu. Z těchto důvodů je důležité dobře znát všechny mechanismy probíhající ve vnitřním prostředí, díky čemuž je možné výsledný stav optimalizovat. Studovat prostředí lze buď měřením v konkrétním místě, experimentem v laboratoři nebo numerickým výpočtem. Předkládaná disertační práce se zabývá poslední uvedenou možností, a to modelováním člověka ve vnitřním prostředí pomocí Computational Fluid Dynamics (CFD).

V první části práce je popsáno vnitřní prostředí – jeho základní složky, vliv prostředí na člověka a některé metody hodnocení. Dále je popsána interakce člověka se svým okolím, jako je proces sdílení tepla, dýchání a možné šíření škodlivin. Druhá část je věnována samotnému modelování v programu ANSYS Fluent. Na základě experimentu provedeného na univerzitě v Tokyu je postupně sestavován model člověka v místnosti se zaplavovacím větráním. Jsou testovány dvourovnicové ($k-\varepsilon$, $k-\omega$) a vícerovnicové modely turbulence (*Transition $k-k\ell-\omega$* , *Transition SST*, *Reynolds Stress Model*) a dva modely radiace (*Surface-2-Surface*, *Discrete Ordinates*). Následuje studie způsobů sdílení tepla, a to pomocí dvou okrajových podmínek – pomocí konstantní teploty a konstantního fixního toku na povrchu virtuálního člověka. Závěr výzkumné části je věnován možnosti nahrazení modelu radiace okrajovou podmínkou na okolních plochách. Veškeré výpočty jsou hodnoceny podle již zmíněného experimentu a středními kvadratickými a absolutními odchylkami.

Výsledkem práce je ověřený numerický model člověka, ze kterého jsou stanovena obecná doporučení pro modelování obdobných úloh. V závěru práce jsou také diskutovány možnosti dalšího rozšiřování modelu a jeho použití. Uplatnění lze nalézt především při řešení kvality vzduchu, přenosu škodlivin, tepelného komfortu a studování proudění vzduchu ve speciálních prostorech, kde není možné provádět měření.

Klíčová slova

Vnitřní prostředí, kvalita vnitřního prostředí, kvalita vzduchu, benchmark test, Computational Fluid Dynamics, virtuální model člověka, proudění vzduchu, konvekce, radiace, modely turbulence

Abstract

The indoor environment and its impact on human is a complex issue. The human interacts with his surrounding all the time and represents a heat source and a source of contaminants such as carbon dioxide produced by breathing, viruses or particle matters. The indoor environment also influences human's health, work productivity and psychical comfort. Due to these facts it is necessary to have a good knowledge of ongoing mechanisms in the indoor environment, that allows to optimize the final state. There are several possibilities of studying the indoor environment, e.g. the measurement in-situ, the laboratory experiment or the numerical simulation. This thesis is focused on modelling person in the indoor environment using Computational Fluid Dynamics (CFD).

The first part of thesis deals with theory of indoor environment – the main parts of the indoor environment, its influence on human and some of the evaluating methods. This part also describes the interaction of human and his environment such as heat transfer, breathing and pollutants transfer. Second part of the thesis contains the modelling using software ANSYS Fluent. The model of human is defined based on the experiment provided by Tokyo University. The two-equations ($k-\varepsilon$, $k-\omega$) and multi-equations (*Transition $k-kl-\omega$* , *Transition SST*, *Reynolds Stress Model*) turbulence models are tested as well as two models of radiation (*Surface-2-Surface*, *Discrete Ordinates*). The two ways of heat transfer modelling are studied – a fixed temperature and a fixed heat flux on the virtual manikin surface. The end of the practical part is focused on the solution that represents the replacement of the radiation model by the heat flux on the surrounding walls. All of the results of the simulations are compared with aforesaid experiment and by Root Mean Squared Error and Mean Absolute Error.

The goal of the thesis is the verified numerical model of human and the general recommendations for modelling similar cases. The possibilities of extension and the application of the model are discussed in the end of the thesis. The final model can be used for the indoor air quality evaluation, the studying of cross-infection risk, the thermal comfort and study of the air flow in special spaces, where the measurement is not possible.

Key words

Indoor Environment, Quality of Indoor Environment, Quality of Indoor Air, Benchmark Test, Computational Fluid Dynamics, Computer Simulated Person, air flow, convection, radiation, turbulence model

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci Modelování vnitřního prostředí v interakci s člověkem vypracovala samostatně pod vedením školitele Ing. Daniela Adamovského, Ph.D. Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

V Praze dne

.....

podpis

Poděkování

Tímto bych chtěla poděkovat svému školiteli Ing. D. Adamovskému, Ph.D. za podporu po celou dobu studia, nejen za udělované rady, ale také za morální podporu a pozitivní motivaci do další práce. Dále bych chtěla poděkovat prof. Ing. Karlu Kabelemu, CSc., který pro mě vytvořil na katedře podmínky a značně tím dopomohl k úspěšnému dokončení disertační práce. Velký dík patří Ing. Martinu Kny, Ph.D., který mi pomáhal překlenout úskalí a záludnosti programu ANSYS Fluent, Ing. Kristýně Valouškové, Ph.D. se kterou jsme absolvovaly několik tuzemských i zahraničních konferencí a Ing. Zuzaně Veverkové, Ph.D. V neposlední řadě děkuji svým rodičům a sestře, bez jejichž podpory by tato práce nebyla nikdy dokončena.

Poděkování patří také celému ČVUT a studentské grantové soutěži, díky které jsem během studia získala finanční prostředky na rozvoj práce. Konkrétně se jedná o tři postupně udělené granty, a to SGS13/112/OHK1/2T/11 – *Analýza vnitřního prostředí prostorů s větším počtem osob*, SGS15/129/OHK1/2T/11 – *Vliv člověka na kvalitu vnitřního prostředí* a SGS17/120/OHK1/2T/11 – *Interakce mezi člověkem a vnitřním prostředím*.

OBSAH

1	ÚVOD.....	8
1.1	Motivace a cíle práce.....	9
1.2	Možné limity a rizika práce.....	10
1.3	Metodika řešení a struktura práce.....	10
2	Vnitřní prostředí.....	11
2.1	Složky vnitřního prostředí.....	11
2.2	Kvalita vnitřního vzduchu (Indoor Air Quality).....	11
2.3	IAQ a vliv na člověka.....	12
2.4	Oxid uhličitý – ukazatel IAQ.....	12
2.5	Metody hodnocení IAQ.....	13
2.5.1	Hodnocení IAQ pomocí koncentrace CO ₂	13
2.5.2	Index osobní expozice (Personal exposure index).....	15
2.5.3	Procento nespokojených s IAQ.....	16
2.5.4	Hodnocení oděrového mikroklimatu jednotkami deciCarbdiox (dCd).....	17
2.6	Shrnutí teorie vnitřního prostředí.....	18
3	Interakce člověka a vnitřního prostředí.....	19
3.1	Sdílení tepla.....	19
3.1.1	Přestup tepla konvekcí.....	20
3.1.2	Přestup tepla radiací.....	22
3.1.3	Tepelná pohoda.....	23
3.2	Dýchání.....	24
3.3	Osobní mikro-prostředí (PME).....	27
3.4	Riziko přenosu infekce a šíření škodlivin.....	28
3.5	Shrnutí interakce člověka a vnitřního prostředí.....	29
4	Teoretický úvod do modelování CFD.....	30
4.1	Co je CFD.....	30
4.2	Základní rovnice.....	30
4.2.1	Rovnice kontinuity.....	30
4.2.2	Navier-Stokesova rovnice.....	31
4.3	Proudění tekutin.....	31
4.3.1	Metoda přímé simulace.....	31
4.3.2	Metoda velkých vírů.....	32
4.3.3	Metody časového středování.....	32
4.4	Modely turbulence.....	32
4.4.1	Dvourovnicové modely turbulence $k-\varepsilon$	33
4.4.2	Dvourovnicové modely turbulence $k-\omega$	34
4.4.3	Model turbulence v^2-f	34
4.4.4	Vícero-rovnicové modely turbulence.....	34
4.5	Modelování proudění v blízkosti stěny.....	35
4.5.1	Stěnová funkce (Wall function).....	35

4.5.2	Podrobné modelování u stěny (Near-wall modelling).....	36
4.5.3	Hodnota y^+	36
4.6	Modely radiace	36
4.7	Shrnutí teorie CFD	37
5	CFD modelování vnitřního prostředí.....	38
5.1	Úvod	38
5.2	Vývoj geometrie modelu člověka.....	39
5.3	Příklady výpočetních sítí	40
5.4	Okrajové podmínky	42
5.4.1	Řešení sdílení tepla.....	42
5.4.2	Součinitel přestupu tepla konvekcí a radiací	42
5.4.3	Modelování dýchání	44
5.4.4	Termoregulační model.....	45
5.4.5	Modelování šíření škodlivin	46
5.5	Výpočet.....	46
5.5.1	Volba modelu turbulence.....	46
5.5.2	Volba modelu radiace	47
5.5.3	Konvergence výpočtu	48
5.6	Validace a verifikace	48
5.6.1	Případ se směšovacím větráním	49
5.6.2	Případ se zaplavovacím větráním	50
5.6.3	Případ se zaplavovacím a personalizovaným větráním	52
5.7	Shrnutí CFD modelování vnitřního prostředí.....	52
6	Model člověka pro inženýrské aplikace	55
6.1	Geometrie modelu	55
6.2	Výpočetní síť	57
6.2.1	Tvorba sítě	57
6.2.2	Ověření nezávislosti sítě na výpočtu	58
6.2.3	Výsledná síť.....	59
6.3	Okrajové podmínky	61
6.3.1	Okrajové podmínky pro CSP.....	61
6.3.2	Okrajové podmínky pro plochy výpočetní komory.....	62
6.4	Výpočet.....	62
6.4.1	Model turbulence	62
6.4.2	Model radiace	62
6.4.3	Metoda řešení	62
6.4.4	Konvergence.....	63
6.5	Způsob hodnocení výsledků	63
6.5.1	Hodnocení výsledků na základě experimentu profesora Kato.....	63
6.5.2	Hodnocení výsledků podle RMS a MAE	67
6.5.3	Generování výsledných dat	67
6.6	Přehled řešených případů.....	67
7	Výsledky a diskuze.....	70

7.1	Vliv modelu turbulence	70
7.1.1	Modely turbulence skupiny $k-\varepsilon$	70
7.1.2	Modely turbulence $k-\omega$	78
7.1.3	Víceroznicové modely turbulence.....	85
7.1.4	Diskuze a závěr vlivu modelu turbulence.....	92
7.2	Vliv modelu radiace.....	94
7.2.1	Porovnání modelů radiace <i>Discrete Ordinates</i> a <i>Surface-2-Surface</i>	94
7.2.2	Diskuze a závěr vlivu modelu radiace.....	107
7.3	Způsoby modelování sdílení tepla.....	108
7.3.1	Výsledky pro okrajovou podmínku konstantní teploty na povrchu CSP.....	108
7.3.2	Výsledky pro okrajovou podmínku konstantního tepelného toku na povrchu CSP.....	115
7.3.3	Nahrazení modelu radiace okrajovou podmínkou na stěnách komory.....	122
7.3.4	Diskuze a závěr způsobů modelování sdílení tepla.....	129
8	Výsledný model člověka ve vnitřním prostředí.....	130
8.1	Výsledný model člověka ve vnitřním prostředí a zhodnocení výsledků.....	130
8.2	Další možnosti rozšíření a uplatnění modelu.....	137
9	Závěr.....	139
	Literatura.....	142
	Seznam symbolů.....	155
	Seznam obrázků.....	157
	Seznam tabulek.....	163

1 ÚVOD

Vnitřní prostředí se skládá z několika složek a je ovlivněno celou řadou faktorů. Jedná se o vlivy přicházející z venkovního prostředí, ale také vlivy vznikající přímo v daném místě. Mezi ty patří například zdroje tepla a oděrů, látky uvolňující se ze stavebních materiálů nebo činnosti přítomných osob. Hodnocení a posuzování kvality vnitřního prostředí se tak stává velmi komplexním a složitým problémem. Hlavní roli ve vnitřním prostředí hraje přítomnost jedné nebo více osob, které jsou s daným prostředím v neustálém kontaktu a tudíž i v přímé interakci. Přítomné osoby jsou vystaveny působení vlivů všech složek prostředí, ale zároveň člověk sám pozitivně i negativně ovlivňuje sebe i své bezprostřední okolí.

Dostatečná kvalita prostředí je základní podmínkou pro pobyt osob v daném prostoru, ať už se jedná o prostory vlastního bydlení, pracoviště, školy nebo veřejné budovy a prostředky hromadné dopravy. Nejčastěji bývá posuzován tepelný komfort a kvalita vzduchu, neboť tyto dvě složky tvoří největší část vnitřního prostředí. Neméně důležité jsou také světelné a akustické podmínky (především v pracovním prostředí). Pro posuzování vnitřního prostředí se uplatňují tři přístupy. První z nich je měření parametrů vnitřního prostředí v konkrétním místě a jejich následné vyhodnocení. Druhý přístup je užití simulace s matematickým modelem ve virtuálním prostředí. Třetí přístup představuje subjektivní hodnocení na základě dotazníku.

Měření požadovaných veličin v posuzovaném prostředí vyžaduje přístrojové vybavení, jehož pořizovací cena zpravidla bývá poměrně vysoká a musí splňovat určitá kritéria (minimální požadovaná přesnost, kalibrování atd.). Dále je nutné připočítat náklady na samotný proces měření, jako jsou náklady na dopravu na místo měření, samotné měření a jeho následné vyhodnocení. Klíčovou roli hraje také zajištění vhodných podmínek pro měření. Může se jednat o správné načasování z hlediska ročního období, ale i volbu denních/nočních hodin, vyloučení možnosti ovlivnění výsledků (např. nevhodným umístěním samotné měřicí sestavy) a znalost podmínek prostoru (rozměry, orientace ke světovým stranám, množství větracího vzduchu atd.). Pokud nás bude zajímat prostorová distribuce škodlivin a proudění vzduchu, měření musí probíhat ve více místech najednou.

Obvykle se riziko vystavení osob škodlivinám ve vnitřním prostředí provádí pomocí měření nebo předpovídání úrovně koncentrace škodlivin bez přítomnosti osob. Lidské tělo ve vnitřním prostředí nepůsobí jen jako překážka pro proudění vzduchu, ale také generuje konvektivní proud stoupající vzhůru, tzv. „*thermal plume*“. Ten má vliv na pole proudění vzduchu a tím i šíření škodlivin a kvalitu vdechovaného vzduchu (Bjørn a Nielsen, 2002; Brohus a Nielsen, 1996a, 1996b; Nielsen et al., 2002, 2008), jak bude v následujících kapitolách vysvětleno. Tento fenomén, známý jako „*personal cloud phenomenon*“, nastává především v prostorech s nízkou hodnotou rychlosti proudění vzduchu (Baldwin a Maynard, 1996). Pokud je tedy cílem šetření posouzení kvality prostředí, mělo by být provedeno za účasti osob (Melikov a Kaczmarczyk, 2007). To nemusí být vždy možné, ať už technicky nebo časově. Z toho důvodu došlo k vývoji termálního manekýna, který se stal užitečným nástrojem ke zkoumání pole proudění a distribuci škodlivin. Termální manekýn je figurína, jejíž celá plocha je vyhřívána a odpovídá tak teplotě lidského těla. Původní manekýn sloužil pro měření izolace oblečení. Pozdější komplexní figuríny začaly sloužit pro studium tepelného prostředí (Fanger et al., 1980; Tanabe et al., 1989). Dnešní manekýni jsou děleni do více segmentů a je možné tak jednotlivé části těla kontrolovat samostatně. Nejnovější modely jsou doplněny o funkci dýchání a pocení. Použití termálního manekýna tak umožňuje získat detailní měření zaměřující se na kvalitu vzduchu v dýchací oblasti (*breathing zone* – BZ) a tepelný

komfort. Některé detailní informace ale není možné při měření získat, např. proudění v blízkosti osoby, poměr mezi radiačním a konvektivním přestupem tepla mezi lidským tělem a okolím (Gao a Niu, 2005). Pro tyto případy může být využita některá ze zobrazovacích metod jako je Particle Image Velocimetry (PIV) technologie, která je ale zpravidla použitelná pouze v laboratorních podmínkách.

Jako alternativa k měření s manekýnem, popř. živou osobou, může být využita znalost základních fyzikálních a matematických principů a problematika vnitřního prostředí řešena numerickými metodami. V této oblasti se nejvíce uplatňuje Computational Fluid Dynamics (CFD) technologie, která umožňuje analyzovat celkové pole proudění, teplotní pole, mikroklima kolem lidského těla nebo šíření škodlivin v prostoru. CFD modelování může být uplatněno jak pro existující prostory, tak i při navrhování nových. Může plně nahradit experimenty a poskytnout tak bohatá data o proudění v místnosti. Nevýhodou numerického modelování jsou nároky na výpočetní techniku, samotný výpočetní čas, který roste se zvyšující se komplexností řešeného problému, ale především správné definování okrajových podmínek, výběr vhodného výpočetního modelu a v neposlední řadě samotná interpretace výsledků. Smysluplné výsledky je možné stanovit jedině validováním modelu oproti experimentálním datům nebo pomocí relevantních výsledků podobných úloh.

1.1 Motivace a cíle práce

Prvotní motivací této disertační práce byla diplomová práce, která vznikla na téma Hodnocení kvality vnitřního prostředí kinosálu. V rámci ní proběhlo několik sérií měření a vyhodnocení parametrů vnitřního prostředí ve dvou kinosálech a porovnání výsledků s jednoduchým modelem vytvořeným v programu Contam. Během jejího zpracování vzešlo několik otázek a nápadů, které se staly pomyslným odrazovým můstkem pro vznik současně předkládané disertační práce. V první fázi se práce zaměřovala na modelování tepelně-vlhkostního mikroklimatu a kvalitu vnitřního vzduchu pomocí v té době dostupných programů. Jedním z nich byl CFD modul programu DesignBuilder, pomocí kterého je možné vytvářet jednoduché modely proudění.

Hlavním tématem celé práce se stala otázka, jak člověk ovlivňuje svoje okolí a do jaké míry člověk ovlivňuje sám sebe a další přítomné osoby. Během zpracovávání této problematiky vyvstávaly nové a nové otázky, především ohledně způsobu modelování samotného člověka tak, aby byly postihnuty základní fyzikální principy jeho interakce s okolním prostředím, mezi které patří sdílení tepla, dýchání nebo například přenos škodlivin mezi osobami. Pro tyto účely se program DesignBuilder ukázal jako nedostačující a nahradil ho program ANSYS Fluent. Díky průběžnému studiu dostupné literatury na toto téma a postupnému objevování všech možností programu ANSYS Fluent se ukázalo, že odpovědi na tyto otázky nejsou vůbec jednoduché a není na ně jednoznačná odpověď.

Dlouhodobé studium této problematiky vykrystalizovalo v tyto *cíle práce*:

- 1) *formou rešerše zmapovat současný stav poznání v oblasti interakce člověka a vnitřního prostředí a možnosti CFD modelování této problematiky;*
- 2) *stanovit základní výpočetní parametry pro model člověka ve vnitřním prostředí:*
 - vybrat vhodný model turbulence,
 - ověřit způsoby řešení radiace,
 - definovat vhodný způsob řešení sdílení tepla;

- 3) *na základě stanovení základních výpočetních parametrů v bodě 2) definovat jejich optimální kombinaci pro výsledný model člověka ve vnitřním prostředí;*
- 4) *na ověřeném numerickém modelu člověka provést diskusi interakce mezi člověkem a jeho okolím;*
- 5) *stanovit obecné doporučení pro modelování člověka ve vnitřním prostředí.*

1.2 Možné limity a rizika práce

Ve většině případů je možným limitem každého počítačového modelování samotná výpočetní technika. Se složitostí geometrie modelu narůstá potřebný počet buněk numerické sítě a tím také nároky na procesor a operační paměť počítače. První výpočty této práce byly prováděny na výpočetní stanici, která byla k dispozici na katedře technických zařízení budov. Jednalo se o HP Z420 se dvěma šesti-jádrovými procesory Intel Xeon CPU E5-1650 3,2 GHz a 16 GB operační paměti. Ačkoliv se jednalo o poměrně výkonný počítač, nebylo možné modelovat příliš jemné výpočetní síť. Dlouhé výpočetní časy omezovaly počty studovaných variant modelu a celkově práce postupovala velmi pomalu. Na podzim roku 2017 se podařilo pomocí grantu SGS17/120/OHK1/2T/11 pořídit výkonnější stroj, a to Lenovo C30 s dvojicí deseti-jádrových procesorů Intel Xeon E5-2680 2,8 GHz a operační paměti 64 GB. Díky tomu bylo možné rozšířit model o další varianty a také došlo k výraznému zkrácení výpočetních časů. I tak ale výpočet případů s modelem radiace nebo vícerovnicovými modely turbulence trval řádově několik dní.

1.3 Metodika řešení a struktura práce

Předkládaná disertační práce je strukturovaná do dvou částí. První část představuje literární rešerši o současném stavu poznání. Nejprve je popsáno vnitřní prostředí z hlediska jeho složek, větší podrobnost je směřována na kvalitu vzduchu a oxid uhličitý. Stručně jsou popsány některé metody pro hodnocení kvality vzduchu. Další kapitola je věnována popisu interakce mezi člověkem a vnitřním prostředím, jako je sdílení tepla, dýchání, riziko přenosu škodlivin apod. Následuje stručný úvod do teorie CFD – základní rovnice, metody řešení proudění, přehled známých modelů turbulence a radiace a způsoby řešení mezní vrstvy kolem pevných povrchů. Na tuto kapitulu navazuje poslední teoretická část, a to přehled známých přístupů při modelování vnitřního prostředí. Každá část tvorby modelu je popsána samostatně – od geometrie modelu, výpočetní sítě, po definování okrajových podmínek a nastavení výpočtu. V závěru jsou představeny tři benchmark testy, z nichž jeden byl použit pro validaci vytvořeného modelu.

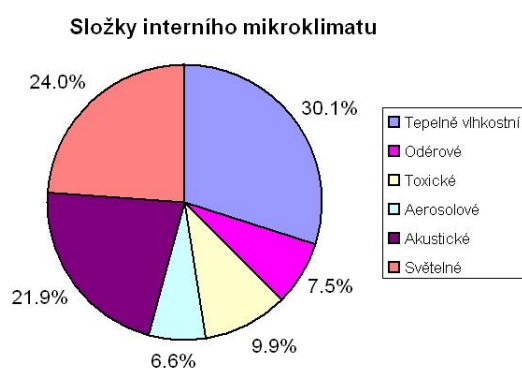
Druhou polovinu práce tvoří již vzniklý model člověka ve vnitřním prostředí. V samostatné kapitole je popsána tvorba geometrie modelu a výpočetní sítě, okrajové podmínky a způsoby řešení výpočtu. Na závěr této kapitoly je uveden způsob hodnocení výsledků. Následuje kapitola s výsledky, které jsou rozděleny na tři části – na vliv modelu turbulence, vliv modelu radiace a způsoby modelování sdílení tepla. Výsledky jsou hodnoceny podle experimentu, který na základě použitého benchmark testu provedl tým profesora Kata (2005) a pomocí středních kvadratických a absolutních odchylek. Na základě vyhodnocení výsledků je představen výsledný model člověka. Diskutovány jsou možnosti jeho dalšího rozšíření a použití. Celou práci uzavírá kapitola shrnující poznatky získané během studia dané problematiky a obecná doporučení pro tvorbu modelu člověka ve vnitřním prostředí.

2 VNITŘNÍ PROSTŘEDÍ

2.1 Složky vnitřního prostředí

Vnitřní prostředí budov je formováno látkami tepelného nebo hmotnostního charakteru, tzv. *agenciemi*, které představují toky mezi dvěma prostředími (Jokl, 1991). Protože člověk v budovách tráví většinu svého času, je důležité, aby byla zajištěna dostatečná kvalita tohoto prostředí. Na člověka bezprostředně působí vlastní konstrukce budovy, která poskytuje prvotní ochranu před vlivy počasí. Hlavním tvůrcem interního mikroklimatu je potom její technické vybavení. Každé vnitřní prostředí se skládá z několika složek, které lze popsat řadou fyzikálních veličin. Mezi složky interního mikroklimatu (obr. 1) patří: tepelně-vlhkostní, odérové, toxické, aerosolové, mikrobiální, ionizační, elektrostatické, elektromagnetické, elektroiontové, akustické, světelné a psychické.

Každá z těchto složek exponuje člověka a spoluvytváří tak jeho celkový stav. Je důležité, aby všechny složky interního mikroklimatu vytvářely optimální podmínky pro pobyt a činnost jeho uživatelů. Cílem je tedy dosáhnout pohody prostředí, tj. stavu, kdy se lidé cítí co nejlépe. Kvalita vnitřního prostředí by rozhodně neměla negativně ovlivňovat zdravotní stav člověka. (Jokl, 1991; Jokl, 2002)



Obr. 1 Průměrné podíly jednotlivých složek na stavu interního mikroklimatu (hodnoty převzaty z Jokl (2002))

2.2 Kvalita vnitřního vzduchu (Indoor Air Quality)

Pod termínem kvalita vnitřního vzduchu – Indoor Air Quality (IAQ) si můžeme představit koncentraci škodlivin ve vnitřním ovzduší, které jsou známy nebo předpokládány a ovlivňují člověka a jeho komfort, zdraví a pracovní (školní) výkonnost (ASHRAE, 2011). IAQ uvnitř budovy je závislé na kvalitě venkovního vzduchu, návrhu větracího systému a na přítomnosti zdrojů škodlivin a jejich velikosti (Orosa a Oliveira, 2012). Pro IAQ jsou také důležité tepelně-vlhkostní podmínky prostředí. Teplota a relativní vlhkost vzduchu mohou ovlivňovat množství emisí škodlivin, růst mikroorganismů na povrchu konstrukcí nebo růst plísní a infekčních patogenů ve vzduchu (Orosa a Oliveira, 2012). Škodliviny ve vnitřním ovzduší můžeme rozdělit do třech následujících skupin:

- **chemické:** oxid uhličitý (CO_2), který hraje významnou roli v problematice IAQ, neboť je jejím dobrým ukazatelem a je mu věnována samostatná kapitola 2.4. Dále jsou to produkty hoření (CO , CO_2 , cigaretový kouř) nebo škodliviny ze stavebních materiálů (vlákna – azbestová, skelná), formaldehyd, radon, ozon, těžké kovy;
- **biologické:** mikroorganismy (bakterie, viry, plísně a jejich spóry, pyly), jejichž největším zdrojem je člověk – přenáší je do svého okolí přímo (respirabilní viry), pevnými aerosoly usazenými na kůži a oděvu a kapalnými aerosoly, které se do ovzduší dostávají při hovoru, kašlání a kýčání;
- **senzorické:** odéry – plynné látky v ovzduší, které jsou vnímány jako zápachy a vůně (nepříjemné a příjemné pachy), mohou být organické i anorganické. Do interiéru vstupují z venkovního prostředí, uvolňují se ze stavebních materiálů, mohou se šířit vzduchotechnickým zařízením nebo vznikají činností člověka.

2.3 IAQ a vliv na člověka

IAQ přímo ovlivňuje člověka a jeho zdraví, komfort a pracovní výkonnost (ASHRAE, 2011; Fisk, 2000). Mezi potvrzené zdravotní dopady špatné kvality vnitřního vzduchu patří Legionářská horečka, rakovina plic (u jedinců vystavených expozici radonu), SARS – těžký akutní respirační syndrom (Li et al., 2005) a otrava oxidem uhelnatým. Dále je prokázáno, že nadměrná vlhkost v prostředí s sebou přináší problémy s plísněmi, roztoči a bakteriemi. U některých jedinců může vyvolávat astmatické záchvaty (WHO, 2009; Mendell et al., 2011).

Ve vztahu mezi kvalitou vnitřního prostředí a zdravím člověka se objevuje pojem Sick Building Syndrome (SBS). Tento termín popisuje výskyt symptomů jako je podráždění očí a sliznic, bolesti hlavy, únava a problémy horních cest dýchacích bez zjevných příčin a onemocnění (Hodgson a Kreiss, 1986; Fisk a Rosenfeld, 1997; Levin, 1989; Mendell, 1993). Druhý termín Building-Related Illness (BRI) představuje lékařsky diagnostikovatelné onemocnění způsobené (nebo související) s pobytem ve vnitřním prostředí. Mezi nemoci spojené s BRI patří hypersenzitivní pneumonitida, astma a Legionářská horečka (Hodgson a Kreiss, 1986; EPA, 2001).

Podle WHO má více než 30 % budov problémy s kvalitou vnitřního vzduchu, přitom ve vnitřním prostředí lidé tráví až 90 % svého času (Robinson a Nelson, 1995; EPA, 2001). V době energetické krize v sedmdesátých letech se zavedla strategie šetření energií v budovách formou snížení potřeby ohřívat/chladit vzduch v interiéru budov a také jej recirkulovat. Snížením množství vzduchu přiváděného do vnitřního prostředí může docházet k růstu škodlivin. Obecně se má za to, že zlepšování IAQ má za následek zvyšování spotřebované energie, ale jsou známy strategie, které vedou ke zlepšení IAQ a zároveň ke snižování energie (Levin a Teichman, 1991; Emmerich a Persily, 2001). Zlepšování IAQ může také vyplývat z kontroly nad zdroji škodlivin vyskytujících se ve vnitřním prostředí – jako jsou použité stavební materiály, čištění vzduchu (plynné i pevné fáze) a navržený způsob větrání prostoru – demand controlled ventilation (DCV) používající sensory oxidu uhličitého, a zpětné získávání tepla z odpadního vzduchu.

Lepší IAQ se výrazně podílí na pracovní a školní výkonnosti, redukuje výdaje na lékařskou péči, ovlivňuje míru absence a může být tedy zdrojem výrazných ekonomických přínosů (Ajimotokan et al., 2009; Clements-Croome, 2008; Fisk a Rosenfeld, 1997; Fisk a Seppänen, 2007; Mendell et al., 2002; Wargocki et al., 2006). Dále bylo zjištěno, že redukce zdrojů škodlivin ve vnitřním prostředí může zlepšit zdravotní stav (Wargocki et al., 2002). Zároveň je prokázáno, že zvýšení výměny vzduchu prostoru snižuje školní a pracovní absenci (Milton et al., 2000; Shendell et al., 2004).

2.4 Oxid uhličitý – ukazatel IAQ

V současné době je oxid uhličitý (CO_2) zmiňován především v souvislosti se skleníkovým efektem a globálním oteplováním. V problematice vnitřního prostředí hraje ovšem také významnou roli, neboť právě ve vnitřním prostředí je člověk jeho hlavním zdrojem a zároveň je CO_2 dobrým ukazatelem kvality vzduchu. Oxid uhličitý je bezbarvý plyn, bez chuti a bez zápachu. Je přirozenou součástí vzduchu – tvoří 0,033 % jeho objemu (další složky vzduchu jsou: 78 % dusík, 21 % kyslík, 1 % vzácné plyny a 0-6 % voda). V zemské atmosféře se jeho koncentrace pohybuje kolem 350 ppm (ppm – parts per million). V interiéru budov je ovšem jeho koncentrace mnohem větší, a to v závislosti na počtu přítomných osob, jejich fyzické aktivitě a na množství přiváděného čerstvého vzduchu. Vzhledem k tomu, že při různých koncentracích významně ovlivňuje člověka, je proto důležité jeho koncentraci v interiéru budov sledovat a udržovat ji na určité hranici. Všeobecně uznávaným limitem byla dlouhou dobu Pettenkoferova hodnota 1000 ppm. Podle

českých předpisů by koncentrace oxidu uhličitého neměla přesáhnout 1500 ppm (Vyhláška č. 20/2012 Sb.).

Člověk není schopen vnímat množství koncentrace CO₂, protože jeho čichové orgány rychle přivykají na aktuální stav prostředí. Předchozí výzkum dokumentoval přímý zdravotní vliv CO₂ na člověka, ale pouze v koncentracích mnohem vyšších než jsou běžné ve vnitřním prostředí. Koncentrace CO₂ vyšší než 20 000 ppm způsobují dýchací obtíže, 100 000 ppm způsobuje poruchy zraku a třes a také může způsobit ztrátu vědomí, 250 000 ppm (25 % CO₂) může způsobit smrt (Lipset et al., 1994). Toto jsou ovšem koncentrace, které v běžném vnitřním prostředí nastanou málokdy.

Epidemiologický výzkum prokázal, že vyšší úroveň CO₂ v rozsahu běžně se vyskytující v normálním vnitřním prostředí je spojován s vnímáním horší kvality vnitřního vzduchu, zvýšeným výskytem akutních zdravotních příznaků (bolest hlavy, podráždění sliznic), nižší pracovní výkonnost a rostoucí absenci (Erdemann a Apte, 2004; Federspiel et al., 2004; Seppänen et al., 1999; Wargocki et al., 2000). Můžeme se setkat s tvrzením, že souvislosti mezi výše zmíněnými aspekty existují jen proto, že vyšší koncentrace CO₂, které nastanou při nižší výměně vzduchu, jsou ve vzájemném vztahu s vyšší úrovní jiných interně-produkovaných škodlivin, které přímo způsobují nepříznivé vlivy (Mudarri, 1997). Tedy, že koncentrace CO₂ v běžných úrovních (do 5000 ppm) nemá přímý vliv na zdraví nebo pracovní výkonnost osob. Touto problematikou se zabývali vědci Národního institutu zdraví v USA a tento fakt vyvrátili (Satish et al., 2012). V laboratorní komoře představující kancelář vystavili šest různých skupin osob se čtyřmi členy expozici koncentraci CO₂ o úrovních 600, 1 000 a 2 500 ppm. Během testu účastníci vyplňovali test a také dotazník obsahující otázky na vnímání kvality vzduchu a vyskytující se zdravotní symptomy. Z výsledků je zřejmý přímý vliv koncentrace CO₂ na člověka a jeho výkonnost.

Podle studie Seppäna et al. (1999) je rostoucí úroveň koncentrace CO₂ spojena s SBS syndromem. Symptomy spojené s CO₂ zahrnují bolesti hlavy, únavu, oční a nosní problémy, dýchací obtíže. Spojitostí mezi koncentrací CO₂ a SBS se také ve své práci zabývali vědci z Lawrence Berkeley National Laboratory v USA. Ve své studii (Erdmann a Apte, 2004) analyzovali 100 náhodně vybraných kancelářských budov z let 1994 až 1998 podle BASE studie (Girman et al., 1995; Womble et al., 1995). Pracovníci vyplňovali BASE dotazník, kde popisovali SBS symptomy. Současně byly v každé budově měřeny úrovně koncentrace CO₂, VOC, teplota a relativní vlhkost. Dospěli k závěru, že rozdíl mezi průměrnou hodinovou koncentrací CO₂ a venkovní koncentrací CO₂ (dCO₂) má výraznou spojitost s SBS symptomy jako je bolest v krku, podrážděný nos, kombinované slizniční příznaky, tlak na prsou a sípání (Apte et al., 2000).

2.5 Metody hodnocení IAQ

2.5.1 Hodnocení IAQ pomocí koncentrace CO₂

Pro hodnocení IAQ se používají dvě metody – první je měření koncentrace vnitřních škodlivin, druhá metoda je odvození IAQ podle výměny vzduchu. V obou metodách lze dobře využít oxid uhličitý, neboť je pro to vhodným indikátorem (kapitola 2.4).

Hodnocení IAQ podle úrovně koncentrace CO₂

Koncentrace CO₂ je v dnešní době hojně využívána v systémech větrání, které pracují na principu „demand control ventilation“ (DCV), neboli řízené větrání podle potřeby. Větrací systém je řízen na základě měření aktuální koncentrace CO₂, která je měřena v obsluhovaném prostoru. Měření úrovně koncentrace CO₂ pro hodnocení IAQ se může provést buď

na reprezentativních vzorcích vzduchu v místnosti, nebo měření koncentrace v odváděném vzduchu (ÚNMZ, 2011). Měření CO₂ by mělo být provedeno přednostně v zimních podmínkách, neboť během chladnějších měsíců je obvykle nejnižší přívod čerstvého vzduchu (ÚNMZ, 2011).

Vnitřní prostředí lze kategorizovat pomocí koncentrace CO₂ do kategorií uvedených v tabulkách 1 a 2 podle dvou českých norem – ČSN EN 15251 (ÚNMZ, 2011) a ČSN EN 13779 (ÚNMZ, 2010).

Tab. 1 Příklady doporučených koncentrací CO₂ nad koncentrací CO₂ ve venkovním vzduchu pro energetické výpočty a řízení podle potřeby dle ČSN EN 15251 (ÚNMZ, 2011)

Kat.	Popis	Odpovídající koncentrace CO ₂ nad koncentrací CO ₂ ve venkovním vzduchu [ppm]
I	Vysoká úroveň očekávání	350
II	Běžná úroveň očekávání	500
III	Přijatelná, střední úroveň očekávání	800
IV	Hodnoty mimo kritéria pro výše uvedené kategorie	< 800

Tab. 2 Rozdělení do kategorií podle úrovně CO₂ dle ČSN EN 13779 (ÚNMZ, 2010)

Třída	Charakteristika	Rozdíl koncentrace CO ₂ proti venkovnímu vzduchu [ppm]	
		Typické rozpětí	Směrná hodnota
IDA 1	Vysoká kvalita vnitřního vzduchu	≤ 400	350
IDA 2	Střední kvalita vnitřního vzduchu	400 – 600	500
IDA 3	Středně nízká kvalita vnitřního vzduchu	600 – 1000	800
IDA 4	Nízká kvalita vnitřního vzduchu	> 1000	1200

Podle výměny vzduchu

Pro stanovení výměny vzduchu v prostoru existují dvě metody – metoda značkovacího plynu a metoda měření průtoku vzduchu ve vzduchotechnickém systému. Při použití metody se značkovacím plynem se jako plyn používá fluorid sírový SF₆, etan C₂H₆ nebo oxid dusný N₂O. Ten se vstříkne do prostoru a měří se koncentrace v ppm ve vzduchu jako funkce času. Pokud je značkovací plyn dobře promíchán v prostoru, velikost výměny vzduchu se získá ze sklonu exponenciální křivky vynesené v logaritmickém měřítku (Turiel a Rudy, 1980). Nevýhodou při používání značkovacího plynu jsou vlastnosti použitého plynu. Fluorid sírový je těžší než vzduch a musí být promíchán pomocí ventilátoru; etan vyžaduje speciální zacházení, neboť hrozí výbuch; oxid dusný nesmí být použit v koncentracích větších 25 ppm z důvodu možného poškození zdraví (Turiel a Rudy, 1980). Z tohoto důvodu je vhodné použít značkovací plyn oxid uhličitý produkovaný lidmi (Melikov a Markov, 2014; Štábová et al., 2006; Persily, 1997). Pomocí CO₂ jako značkovacího plynu můžeme určit efektivitu větrání (*ventilation effectiveness*) ε_{oc} podle vztahu:

$$\varepsilon_{oc} = \frac{c_R}{c_{oc}} \quad [-] \quad (1)$$

kde: c_R koncentrace v odváděném vzduchu;
 c_{oc} střední koncentrace v pobytové zóně.

Na základě bilance koncentrací oxidu uhličitého ve vzduchotechnické jednotce lze určit procento venkovního vzduchu rovnicí (Persily, 1996; 1997):

$$\%OA = 100 \cdot \frac{(C_r - C_s)}{(C_r - C_{out})} \quad [\%] \quad (2)$$

kde: $\%OA$ procento venkovního vzduchu;
 C_r koncentrace CO_2 v odváděném (cirkulačním) vzduchu;
 C_s koncentrace CO_2 v přívodním vzduchu;
 C_{out} koncentrace CO_2 ve venkovním vzduchu.

Druhá metoda (metoda měření průtoku vzduchu v potrubí) má výhodu, že poskytuje přímo hodnotu výměny vzduchu. Velkou nevýhodou je, že měření v potrubí nemusí nezbytně korelovat s aktuálním průtokem vzduchu v podmíněném prostoru nebo v dýchací zóně (např. díky ztrátám z distribučního systému, neefektivní distribuci vzduchu v okupované zóně, nevhodně umístěným přívodním a odvodním prvům vzduchu) (Turjel a Rudy, 1980).

2.5.2 Index osobní expozice (Personal exposure index)

Pro hodnocení kvality vdechovaného vzduchu bylo zavedeno několik veličin. Jedním z nich je *personal exposure index* ε_e (Brohus, 1997), který můžeme volně přeložit jako index osobní expozice. Také je někdy nazývaný jako *inhalation effectiveness*. Vyjadřuje poměr koncentrace škodlivin mezi odváděným a vdechovaným vzduchem. Je to tedy podobná veličina jako efektivita větrání, která představuje poměr mezi koncentrací škodlivin v odváděném vzduchu a střední hodnotou koncentrace v pobytové zóně.

$$\varepsilon_e = \frac{c_R}{c_e} \quad [-] \quad (3)$$

kde: c_R koncentrace škodlivin v odváděném vzduchu;
 c_e koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu.

Pro tyto účely zaplavovacího větrání navrhli Brohus a Nielsen (1994a) novou veličinu *effectiveness of entrainment in the human boundary layer (effective entrainment ration)* η_e , která představuje schopnost dopravit čistý přiváděný vzduch nacházející se v nižší zóně do dýchací zóny.

$$\eta_e = \frac{c_p - c_e}{c_p - c_f} \quad [-] \quad (4)$$

kde: c_p koncentrace škodlivin ve výšce dýchací zóny;
 c_e koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu;
 c_f koncentrace škodlivin v úrovni podlahy.

Pokud je $\eta_e = 1$, znamená to, že všechny vdechovaný vzduch přichází ze spodní „čisté“ zóny. V případě, že $\eta_e = 0$, koncentrace ve vdechovaném vzduchu c_e se rovná koncentraci v neutrálním místě ve stejné výšce c_p .

Podobný index zavedl Melikov et al. (2002), a to *personal exposure effectiveness* ε_p , který slouží pro hodnocení systému personalizovaného větrání. Představuje procento personalizovaného vzduchu ve vdechovaném vzduchu:

$$\varepsilon_p = \frac{c_e - c_i}{c_e - c_s} \quad [-] \quad (5)$$

kde: c_e koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu bez PV;
 c_i koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu;
 c_s koncentrace škodlivin v personalizovaném vzduchu.

Pokud je $\varepsilon_p = 0$, pak není vdechován žádný personalizovaný vzduch. Pokud je $\varepsilon_p = 1$, inhalovaný vzduch obsahuje 100 % personalizovaného vzduchu. Tento index pro hodnocení kvality vdechovaného vzduchu použili například Gao a Niu (2004), kteří se věnovali šetření pole proudění a konvektivního přestupu tepla sedícího člověka s a bez personalizovaného větrání. V této studii zavedli novou hodnotící veličinu *pollutant exposure reduction index* η_{PER} , který vyjadřuje redukci koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu z průměrného vzduchu v místnosti. Za předpokladu, že v personalizovaném vzduchu se žádné škodliviny nevyskytují, index η_{PER} je definován:

$$\eta_{per} = \frac{C_{a,P} - C_{L,P}}{C_{a,P}} = 1 - \frac{C_{L,P}}{C_{a,P}} \quad [-] \quad (6)$$

kde: $C_{a,P}$ koncentrace škodlivin v okolním vzduchu;
 $C_{L,P}$ koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu.

2.5.3 Procento nespokojených s IAQ

Stejně jako existuje předpokládané procento nespokojených – Predicted Percentage of Dissatisfied (PPD) v oblasti tepelného komfortu, můžeme vyjádřit procento nespokojených s kvalitou vnitřního vzduchu PD_{IAQ} podle rovnice 7 (Orosa a Oliveira, 2012). Tento index autoři získali ze smyslové reakce subjektů vystavených různým kombinacím teploty a relativní vlhkosti. Index platí pro rozsah teploty 18 – 28 °C a relativní vlhkosti 30 – 70 %. Index PD_{IAQ} je funkcí indexu Acc se stupnicí od +1 (jednoznačně přijatelné) do -1 (jednoznačně nepřijatelné). Parametr h je entalpie vnitřního vzduchu [kJ/kg].

$$PD_{IAQ} = \frac{\exp(-0,18 - 5,28Acc)}{1 + \exp(0,18 - 5,28Acc)} \cdot 100 \quad [\%] \quad (7)$$

$$Acc_{IAQ} = -0,033h + 1,662 \quad (8)$$

Jak z rovnice vyplývá, tento index hodnotí kvalitu vzduchu podle tepelně-vlhkostních parametrů. Fanger (1988) zavedl dvě nové jednotky popisující znečištění vzduchu na základě lidských biofluentů:

- 1 olf – je znečištění vzduchu jednou standardní osobou (průměrná sedící dospělá osoba v tepelné pohodě při kancelářské činnosti), jejíž hygienický standard je 0,7 koupelí za den;
- 1 decipol – je znečištění vzduchu jednou standardní osobou (1 olf) větrané 10 l/s (36 m³/h) čistého neznečištěného vzduchu.

Pomocí jednotky decipol lze vyjádřit procento nespokojených s vnímanou kvalitou vzduchu a tomu přiřadit odpovídající kategorii úrovně prostředí podle tabulky 3.

Tab. 3 Kategorie vnímání kvality vnitřního vzduchu (CEC, 1992)

Quality level (category)	Perceived air quality		Required ventilation rate l/s.olf
	% dissatisfied	decipol	
A	10	0,6	16
B	20	1,4	7
C	30	2,5	4

2.5.4 Hodnocení odérového mikroklimatu jednotkami deciCarbdiox (dCd)

Hodnocení odérového mikroklimatu jednotkami decicarbdiox (dCd) patří do komplexního způsobu hodnocení mikroklimatu budov na základě odezvy lidského organismu, které je dílem profesora Jokla. Svou práci zveřejnil v českých i významných světových časopisech (např. Jokl, 2000; 2012). Základem hodnocení je popis vlivu prostředí na psychiku člověka pomocí Weber-Fechnerova zákona, který udává, že velikost vnímání je přímo úměrná logaritmu stimulu, vyjádřeného násobkem nejmenšího stimulu. Tedy, že odezva lidského organismu R je proporciální logaritmu stimulu S .

$$R = k \cdot \log(S) \quad (9)$$

Fyzikálním kritériem interakce fyziologie člověka a odérové konstituenty pro účely větrání je koncentrace indikační odérové látky (Jokl, 2012). Touto látkou může být oxid uhličitý nebo komplex těkavých organických látek TVOC. Pro odérový stav prostředí můžeme Weber-Fechnerův zákon přetřansformovat do podoby (Jokl, 2012):

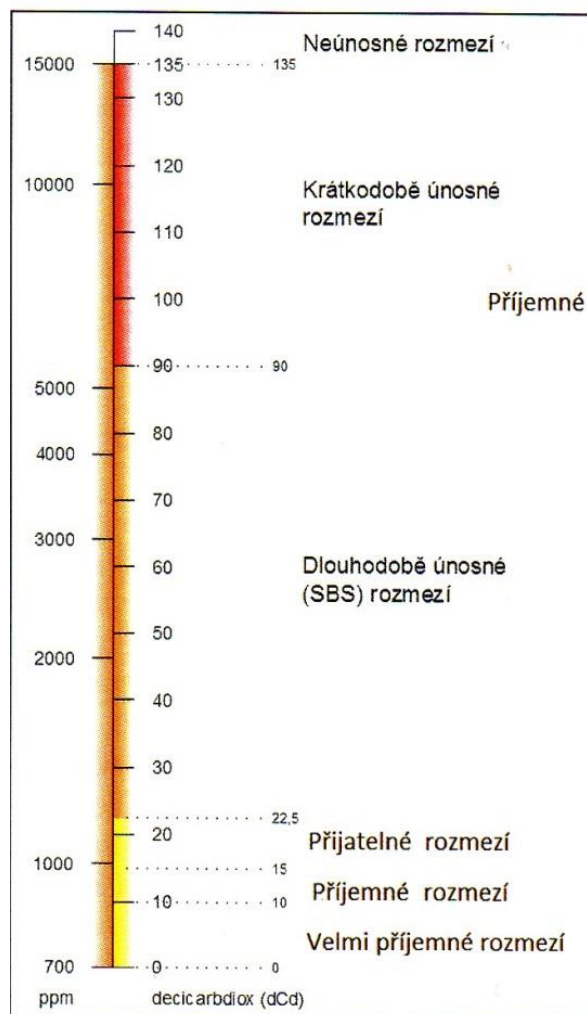
$$L_{odor} = k_{odor} \cdot \log\left(\frac{\rho}{\rho_{threshold}}\right) \quad [\text{dOd}] \quad (10)$$

kde: L_{odor} hladina oděrů [deciodor; dOd];
 ρ odérová indikační koncentrace [ppm; $\mu\text{g}/\text{m}^3$];
 $\rho_{threshold}$ prahová odérová indikační koncentrace [ppm; $\mu\text{g}/\text{m}^3$];
 k $k = 135/\log(\rho_{135}/\rho_{threshold})$; ρ_{135} – koncentrace korespondující 135 dOd.

Určíme-li CO_2 jako indikátor odérové kvality vzduchu, rovnice bude mít tvar (Jokl, 2012):

$$L_{odor,CO_2} = \frac{135}{\log\left(\frac{\rho_{135,CO_2}}{\rho_{threshold,CO_2}}\right)} \cdot \log\left(\frac{\rho_{CO_2}}{\rho_{threshold,CO_2}}\right) \quad [\text{dOd}] \quad (11)$$

Úroveň koncentrace CO_2 , která koresponduje se 135 dCd je krátkodobě únosné maximum 15 000 ppm. Klasická úroveň 1000 ppm potom odpovídá 15 dCd a prahové (nulové) úrovni dCd odpovídá 700 ppm. K této hodnotě je potom přiřazena stupnice (obr. 2), která zobrazuje krátkodobě a dlouhodobě únosné rozmezí.



Obr. 2 Stupnice oděrových hladin koncentrací CO₂ (Jokl, 2012)

2.6 Shrnutí teorie vnitřního prostředí

Vnitřní prostředí a jeho kvalita hraje významnou roli nejen z hlediska techniky prostředí, neboť právě díky správnému návrhu větrání a vytápění ovlivňujeme výsledný stav prostředí, ale i z hlediska zdraví a působení vnitřního prostředí na člověka. V předešlých kapitolách byla popsána především problematika kvality vzduchu a jejího hodnocení. Kromě metod hodnocení podle koncentrace oxidu uhličitého, efektivity větrání a dalších výše uvedených, lze také zmínit například měřítko výkonu větracího systému SVE1 až SVE6 (*Scale for Ventilation Efficiency*) (Kato et al., 1992), indexy IECV (*Effectiveness of Contaminant Ventilation*) a IECI (*Effectiveness of contaminant inhalation*) (Hayashi et al., 2002) nebo znečištění prostředí prachovými částicemi (obvykle PM_{2,5} a PM₁₀).

3 INTERAKCE ČLOVĚKA A VNITŘNÍHO PROSTŘEDÍ

3.1 Sdílení tepla

Člověk produkuje teplo díky svému metabolismu v závislosti na úrovni fyzické aktivity. Během spánku člověk produkuje teplo svými játry, tzv. *bazální teplo*, v závislosti na svém věku a pohlaví. Celkově ženy produkují méně tepla než muži. Tvorba tepla člověkem klesá s jeho věkem, například předškolní dítě vyprodukuje asi 60 W/m^2 , zatímco muž středního věku pouze 40 W/m^2 . Se zvyšováním tělesné aktivity se zvyšuje také produkce tepla. Jedná se o tzv. *metabolické teplo netto*. Pro určení celkového metabolického tepla (též metabolické teplo brutto) se musí obě tepla (metabolické teplo netto a metabolické bazální teplo) sečíst. V tabulce 4 jsou pro různé aktivity uvedeny hodnoty metabolismu. Jednotkou popisující metabolickou úroveň je $1 \text{ met} = 58 \text{ W/m}^2$. Hodnota 1 met představuje úroveň pro sedící osobu.

Tab. 4 Metabolické teplo brutto při různých aktivitách (ČNI, 2006)

Činnost	Metabolismus	
	[W/m ²]	[met]
Bazální metabolismus, ležení	46	0,8
Sezení uvolněné	58	1,0
Činnost vsedě	70	1,2
Lehká činnost vstoje	93	1,6
Středně namáhavá činnost vstoje	116	2,0
Chůze po rovině rychlostí 5 km/h	200	3,4

Část tepla produkovaného člověkem se akumuluje uvnitř těla, ale převážná část se uvolňuje do okolí. Tyto celkové tepelné ztráty můžeme rozdělit na dvě části. První část jsou ztráty citelné, které probíhají konvekcí (C), radiací (R) a kondukcí (K). Druhou část tvoří ztráty latentní (E), ke kterým dochází evaporací (pocením), dýcháním a difuzí vodní páry pokožkou. Poměr mezi latentní a citelnou tepelnou ztrátou se uvádí 25 % a 75 % (Clark a Edholm, 1985). Deevy (2006) v odkazu na ASHRAE uvádí, že relativní příspěvek k celkovému tepelnému přenosu z těla je 40 % radiací, 40 % konvekcí, 10 % evaporací a 10 % dýcháním, tj. 80 % pro citelné ztráty a 20 % pro latentní. Obecně lze tepelnou rovnováhu lidského těla s okolím popsat rovnicí podle Fanger (1972):

$$M - W' = R + C + K + E_{diff} + E_{rsw} + E_{resp} + C_{resp} + \Delta S \quad (12)$$

kde:	M	hodnota metabolismu (energetický výdej)	[W/m ²]
	W'	mechanická práce	[W/m ²]
	R	tepelná výměna sáláním (radiací)	[W/m ²]
	C	tepelná výměna prouděním (konvekcí)	[W/m ²]
	K	tepelná výměna vedením (kondukcí)	[W/m ²]
	E_{diff}	tepelná ztráta difuzí vodní páry pokožkou	[W/m ²]
	E_{rsw}	tepelná ztráta pocením (evaporací)	[W/m ²]
	E_{resp}	tepelná ztráta dýcháním (latentní)	[W/m ²]
	C_{resp}	tepelná ztráta dýcháním (citelná)	[W/m ²]
	ΔS	akumulace tepla (pro ustálenou tepelnou rovnováhu $S = 0$)	[W/m ²]

Celkové nebo dílčí tepelné ztráty člověka jsou obvykle počítány jako tepelný tok q ve W/m². Pokud tuto hodnotu přenásobíme plochou těla, dostaneme tepelné ztráty Q ve watttech. Plochu těla A_d lze určit dle (DuBois a DuBois, 1916):

$$A_D = 0,203 \cdot H^{0,725} \cdot W^{0,425} \quad [\text{m}^2] \quad (13)$$

kde: H výška člověka [m]
 W hmotnost (body mass) [kg]

Významnou část tepelných ztrát tvoří ztráty radiací a konvekcí, a proto jsou dále blíže popsány. Tepelná ztráta vedením je většinou malá nebo žádná, a obvykle se zanedbává. Tepelná ztráta evaporací nevede v tepelný tok, ale mění se ve vodní páru. Tepelná ztráta dýcháním se řeší v rámci modelování samotného dýchacího procesu.

3.1.1 Přestup tepla konvekcí

Tepelnou výměnu konvekcí C lze vyjádřit jako tepelný tok konvekcí q_c podle vzorce:

$$q_c = f_{cl} \cdot h_c \cdot (t_s - t_a) \quad [\text{W}/\text{m}^2] \quad (14)$$

kde: f_{cl} povrchový faktor oděvu [-]
 h_c součinitel přestupu tepla konvekcí [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$]
 t_s teplota povrchu [$^\circ\text{C}$]
 t_a teplota vzduchu [$^\circ\text{C}$]

Povrchový faktor oděvu f_{cl} představuje poměr oblečené a celé plochy těla. V případě člověka, který není oblečen je $f_{cl} = 1$. Pokud tepelný tok q_c přenásobíme plochou těla A_d , dostaneme celkovou tepelnou výměnu (ztrátu) konvekcí člověka Q_c ve Watech. Konvekce čili proudění vzduchu z teplých povrchů jako je lidská pokožka nebo oblečení se dá klasifikovat do tří módů:

- přirozená (volná) konvekce (*free (natural) convection*);
- nucená konvekce (*forced convection*);
- smíšená konvekce.

Pro řešení přestupu tepla konvekcí je klíčový součinitel přestupu tepla konvekcí h_c , který kromě rozdílu teplot závisí také na typu proudění. Tato závislost může být vyjádřena pomocí několika bezrozměrných veličin (kritérií) – Nusseltovo číslo Nu , Reynoldsovo číslo Re , Grashofovo číslo Gr a Prandtlovo číslo Pr . V závislosti na druhu konvekce je potom Nusseltovo číslo funkcí ostatních veličin:

- volná konvekce: $Nu = f(Gr, Pr)$;
- nucená konvekce: $Nu = f(Re, Pr)$.

Součinitel přestupu tepla konvekcí je částí **Nusseltova čísla**, které představuje poměr konvektivního a konduktivního přenosu tepla:

$$Nu = \frac{h_c \cdot L}{\lambda} \quad [-] \quad (15)$$

kde: h_c součinitel přestupu tepla [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$]
 L charakteristický rozměr (délka) [m]
 λ tepelná vodivost [$\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$]

Volná konvekce

Volná konvekce vzniká díky vztlakovým silám na základě hustotního resp. teplotního rozdílu mezi člověkem a okolním vzduchem. Bezrozměrné kritérium, které popisuje volnou konvekci je **Grashofovo číslo**. Představuje poměr sil teplotního vztlaku (vztlaku vyvolaného

nehomogenním teplotním polem) a viskózních sil. V případě řešení proudění kolem člověka ho lze zapsat podle vzorce (Clark a Toy, 1975):

$$Gr = \frac{g \cdot H^3 \cdot (T_s - T_a)}{\nu^2 \cdot T_a} \quad [-] \quad (16)$$

kde:	g	gravitační zrychlení ($g = 9,82 \text{ m/s}^2$)	$[\text{m/s}^2]$
	H	výška člověka	$[\text{m}]$
	T_s	absolutní teplota pokožky	$[\text{K}]$
	T_a	absolutní teplota okolního vzduchu	$[\text{K}]$
	ν	kinematická viskozita	$[\text{m}^2/\text{s}]$

Podle velikosti Grashofova čísla můžeme charakterizovat typ proudění (Clark a Edholm, 1985):

- laminární proudění: $Gr < 10^9$;
- turbulentní proudění: $Gr > 10^{10}$.

Druhým parametrem pro volnou konvekci je **Prandtlovo číslo**, které vyjadřuje poměr kinematické viskozity a teplotní vodivosti:

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad [-] \quad (17)$$

kde:	ν	kinematická viskozita	$[\text{m}^2/\text{s}]$
	a	teplotní vodivost	$[\text{m}^2/\text{s}]$

Nucená konvekce

Nucená konvekce vzniká v případě, že je člověk vystaven určitému uměle nucenému rychlostnímu poli. Součinitel přestupu tepla konvekcí pak závisí na **Reynoldsovu číslu**, které představuje poměr setrvačných a viskózních sil.

$$Re = \frac{vL}{\nu} \quad [-] \quad (18)$$

kde:	v	střední rychlost	$[\text{m/s}]$
	L	charakteristický rozměr (délka)	$[\text{m}]$
	ν	kinematická viskozita	$[\text{m}^2/\text{s}]$

Na základě velikosti Reynoldsova čísla lze stejně jako pomocí Grashofova čísla určit typ proudění (Clark a Edholm, 1985):

- laminární proudění: $Re < 2 \cdot 10^5$;
- turbulentní proudění: $Re > 2 \cdot 10^5$.

Smíšená konvekce

Smíšená konvekce se často v problematice vnitřního prostředí vyskytuje, především při proudění okolo lidského těla. Proudění je potom závislé na Grashofovu i Reynoldsovu číslu a tato závislost může být vyjádřena pomocí **Archimedova čísla**:

$$Ar = \frac{Gr}{Re^2} \quad [-] \quad (19)$$

Archimédovo číslo můžeme také v literatuře nalézt pod označením Richardsonovo číslo. Vyjadřuje relativní vliv vztlakových sil oproti silám vnitřním. Podle jeho velikosti lze určit druh konvekce (Clark a Cox, 1973):

- nucená konvekce: $Ar = 0 - 0,06$;
- smíšené proudění: $Ar = 0,06 - 16$;
- volná konvekce: $Ar > 16$.

3.1.2 Přestup tepla radiací

Přestup tepla radiací probíhá díky elektromagnetickému záření, které každá hmota s absolutní teplotou vyšší než 0 K vyzařuje. Množství přenesené energie závisí na geometrické poloze a povrchových vlastnostech těles, mezi kterými k záření dochází. Podle vlnové délky rozlišujeme několik druhů záření (rentgenové, ultrafialové atd.). V problematice šíření tepla má největší význam infračervené záření, které je pohlcováno tělesy a mění se na tepelnou energii. Existuje několik zákonů sálání tepla, např. Kirschhoffův, Planckův, Stefan-Boltzmannův nebo Lambertův. Tepelné ztráty radiací lze popsat rovnicí (Fanger, 1972):

$$Q_r = A_{eff} \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_s^4 - T_r^4) \quad [\text{W}] \quad (20)$$

kde:	A_{eff}	efektivní plocha (těla)	$[\text{m}^2]$
	ε	emisivita povrchu (těla)	$[-]$
	σ	Stefan-Boltzmannova konstanta $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$	
	T_s	absolutní teplota (povrchu kůže)	$[\text{K}]$
	T_r	absolutní střední radiační teplota	$[\text{K}]$

Emisivita povrchu je poměr intenzity vyzařování reálného tělesa k intenzitě vyzařování absolutně černého tělesa se stejnou teplotou. Emisivita pro lidskou kůži se blíží hodnotě 1. Doporučovaná hodnota v numerických simulacích bývá od 0,95 do 0,97. Efektivní plocha těla představuje plochu těla, která je vystavená radiaci. Zároveň zohledňuje efekt oblečení a určí se vztahem (Fanger, 1972):

$$A_{eff} = f_{eff} \cdot f_{cl} \cdot A_d \quad [\text{m}^2] \quad (21)$$

kde:	f_{eff}	efektivní radiační faktor (sedící osoba $f_{eff} = 0,696$; stojící osoba $f_{eff} = 0,725$)	$[-]$
	f_{cl}	povrchový faktor oděvu	$[-]$
	A_d	plocha těla	$[\text{m}^2]$

Střední radiační teplota je teplota všech okolních ploch, při které by bylo celkové množství tepla sdílené sáláním mezi povrchem těla a okolními plochami stejné jako ve skutečnosti. Princip výpočtu spočívá ve stanovení poměrů osálení v libovolně definovaném bodě na základě geometrických poměrů vzájemné polohy mezi sálající a osálanou plochou (osobou). Tepelné ztráty radiací lze stejně jako tepelné ztráty konvekcí vyjádřit linearizovanou formou pro tepelný tok q_r užitím součinitele přestupu tepla radiací:

$$q_r = f_{cl} \cdot h_r \cdot (t_s - t_r) \quad [\text{W}/\text{m}^2] \quad (22)$$

kde:	f_{cl}	povrchový faktor oděvu	[-]
	h_r	součinitel přestupu tepla radiací	[W/(m ² .°C)]
	t_s	teplota povrchu	[°C]
	t_r	střední radiační teplota okolí	[°C]

Po přenásobení tepelného toku radiací q_r plochou těla A_d získáme tepelnou ztrátu radiací Q_r ve wattech. Hodnotu součinitele přestupu tepla radiací lze určit rovnicí:

$$h_r = 4 \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot f_{eff} \left[\frac{t_s + t_r}{2} \right]^3 \quad [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{°C})] \quad (23)$$

kde:	ε	emisivita povrchu	[-]
	σ	Stefan-Boltzmannova konstanta $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$	
	f_{eff}	efektivní radiační faktor (sedící osoba $f_{eff} = 0,696$; stojící osoba $f_{eff} = 0,725$)	[-]
	t_s	teplota povrchu	[°C]
	t_r	střední radiační teplota okolí	[°C]

3.1.3 Tepelná pohoda

Se sdílením tepla mezi člověkem a prostředím úzce souvisí tepelná pohoda. Tepelná pohoda je stav mysli, jenž vyjadřuje spokojenost s teplotním klimatem, a který vychází ze subjektivního hodnocení (ASHRAE, 2010). Aby bylo dosaženo tepelné pohody, musí být lidský organismus v tepelné rovnováze s okolím. Pokud je tato rovnováha narušena, tj. je odvedeno méně resp. více tepla, člověk pociťuje teplo resp. chlad. Této rovnováhy tělo člověka dosáhne pomocí několika termoregulačních mechanismů. Jejich hlavním úkolem je udržet konstantní teplotu tzv. *homoiotermní části*, což je jádro těla s konstantní teplotou. Velikost této části se mění ve prospěch části s proměnlivou teplotou. Druhy termoregulace jsou následující:

- chemická – změna chemické tvorby tepelných toků (regulace metabolického tepla);
- fyzikální – změna fyzikálních toků tepla uvnitř organismu;
- mechanická – změna toku tepla sdíleného oděvem člověka (svlečení, oblečení).

Tepelnou pohodu ovlivňuje několik faktorů. Jednak jsou to parametry prostředí, kterému je člověk vystaven (teplota a vlhkost vzduchu, rychlost proudění vzduchu), osobní faktory (stupeň fyzické aktivity a oblečení) a doplňující faktory (např. adaptace na vnitřní prostředí, tělesná postava, podkožní tuk, věk a pohlaví atd.). Oblečení je jeden z hlavních faktorů, které ovlivňují odvod tepla z lidského těla do okolí. Pro tyto účely byla zavedena jednotka *I clo*, která odpovídá izolační hmotě s tepelným odporem $R = 0,155 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ (pánský oblek). Celkovou izolaci oděvu lze určit součtem jednotlivých částí oděvů a jejich hodnoty jsou uvedeny například v příloze C normy ČSN EN ISO 7730 Ergonomie tepelného prostředí (ČNI, 2006).

Pro hodnocení tepelně-vlhkostního stavu prostředí a tepelné pohody existuje několik metod. Asi nejrozšířenější je hodnocení pomocí ukazatelů PMV (předpověď středního tepelného pocitu) a PPD (předpověď procentuálního podílu nespokojených), které lze stanovit na základě faktorů ovlivňujících tepelnou rovnováhu člověka. Tato metoda je popsána ve výše zmíněné normě ČSN EN ISO 7730 Ergonomie tepelného prostředí (ČNI, 2006). Výsledkem hodnocení je předpovídání celkového tepelného pocitu, stupně diskomfortu osob vystavených mírnému tepelnému prostředí a stanovení podmínek tepelného mikroklimatu pro dosažení tepelné pohody. Pro popis tepelného stavu prostředí slouží sedmibodová stupnice hodnot PMV indexu od -3 (zima)

do +3 (horko), kdy stupeň 0 představuje neutrální stav. Ke každému stupni lze potom v grafu odečíst procentuální podíl nespokojených osob s daným prostředím pomocí indexu PPD. Tato metoda hodnocení předpokládá, že s daným stavem prostředí nebude nikdy spokojeno 100 % přítomných osob. I když hodnota PMV indexu bude 0 (neutrální stav), bude minimálně 5 % nespokojených.

3.2 Dýchání

Dýchání neboli respirace je proces výměny plynů (kyslíku a oxidu uhličitého) mezi organismem a prostředím. Množství spotřebovaného kyslíku a vyprodukovaného oxidu uhličitého závisí na úrovni fyzické aktivity a váze člověka. Obě hodnoty můžeme určit podle vztahu (Persily, 1997):

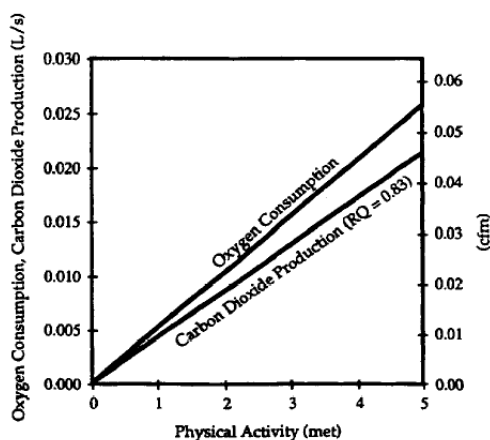
$$V_{O_2} = \frac{0,00276 \cdot A_D \cdot M}{0,23 \cdot RQ + 0,77} \quad [l/s] \quad (24)$$

kde: A_D plocha dle DuBois [m^2]
 RQ respirační kvocient (respiratory quotient)
 M fyzická aktivita ($1 \text{ met} = 58 \text{ W/m}^2 = 18,5 \text{ Btu/h.ft}^2$)

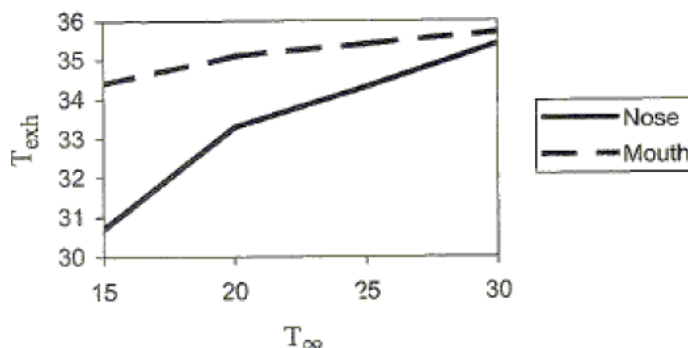
Hodnota RQ závisí na životosprávě, úrovni fyzické aktivity a psychické kondici člověka. Pro dospělého průměrného člověka vykonávajícího lehkou nebo sedavou činnost je $RQ = 0,83$. Hodnota RQ vzrůstá až k číslu 1, pro těžkou fyzickou aktivitu (5 met). Produkce CO_2 je potom dána vztahem (Persily, 1997):

$$V_{CO_2} = RQ \cdot V_{O_2} \quad [l/s] \quad (25)$$

Na obrázku 3 je znázorněna spotřeba kyslíku a produkce oxidu uhličitého jako funkce fyzické aktivity pro průměrného člověka s plochou těla $1,8 \text{ m}^2$ a $RQ = 0,83$. Jak z obrázku plyne, produkce CO_2 je přímo úměrná aktivitě. Parametry vdechovaného a vydechovaného vzduchu se tedy liší především v závislosti na fyzické aktivitě člověka, jeho váze a výšce, ale také na vlastnostech okolního prostředí. Höppe (1981) vyjádřil závislost teploty vydechovaného vzduchu jako funkci teploty okolního vzduchu (obr. 4). Pro obecné účely lze brát tyto hodnoty podle tabulky 5.



Obr. 3 CO_2 produkce a spotřeba O_2 jako funkce fyzické aktivity (Persily, 1997)



Obr. 4 Teplota vydechovaného vzduchu jako funkce teploty okolí (Höppe, 1981)

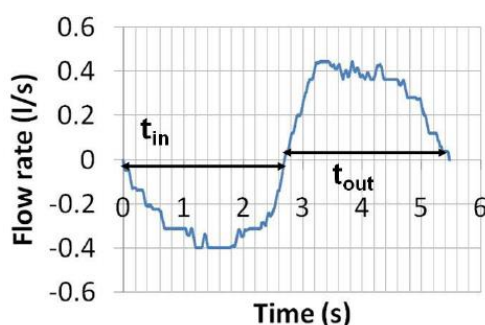
Tab. 5 Obecné parametry vdechovaného a vydechovaného vzduchu (Hylgaard, 1994)

	Vdechovaný vzduch	Vydechovaný vzduch
N ₂ O	78 %	78 %
O ₂	21 %	16 %
CO ₂	0,03 – 0,05 %	4 %
Vodní pára	0 – 6 %	5 %
Teplota	-	34 °C
Relativní vlhkost	-	95 %

Mezi první, kdo blíže studoval proces dýchání, byl v roce 1977 Huang. Stanovil frekvenci dýchacího cyklu 17 nádechů za minutu s objemovým průtokem 8,4 l/min. Hylgaard (1994) provedl spirometrické měření objemového průtoku vzduchu. Z výsledků bylo patrné, že osoba sedící (popřípadě vykonávající lehkou činnost) vydechuje 6 l/min vzduchu s frekvencí 10 nádechů za minutu o teplotě 34 °C a 95 % RH. Z měření dále vyplynulo, že jeden dýchací cyklus trvá 6 s a skládá se z 2,5 s nádechu, 2,5 s výdechu a 1 s pauzy. Výdech 6 litrů za minutu probíhá 2,5 s z celkem 6 s, což je čas pro celý cyklus. Z toho vyplývá objemový průtok pro jeden výdech (Hylgaard, 1994):

$$\frac{6 \text{ l/min} \cdot 6}{2,5} = 14,4 \text{ l/min} = 2,4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} \quad (26)$$

Hylgaard (1994) dále provedl rozsáhlé měření rychlostí proudění vydechovaného vzduchu, vliv kouření a uvolňování biofluentů s použitím tepelného manekýna a reálné osoby. Měření ukázalo, že při zaplavovacím větrání vydechovaný vzduch zůstává v pobytové zóně osoby. Rychlost proudění vydechovaného vzduchu při mluvení je výrazně vyšší. Podle Duguida (1945) může rychlost být až 16 m/s. V roce 2009 provedl Chao studii za pomoci PIV (Particle Image Velocimetry), která ukázala, že průměrná rychlost vzduchu při mluvení je 3,1 m/s. Na základě rovnice kontinuity můžeme pro daný průtok vzduchu a velikost nosních dírek/úst určit rychlost výdechového proudu. Ta je přímo u nosních dírek/úst relativně vysoká, ale výrazně klesá a se vzdáleností od tváře a už 2 – 3 cm je poměrně nízká (Melikov, 2015).

**Obr. 5** Průběh proudění během normálního dýchání (Gupta et al., 2010)

Další spirometrické měření provedl Gupta et al. (2010) s účastí 25 osob (12 žen, 13 mužů), kteří vyslovovali slabiky, počítali a četli různé textové pasáže. Na základě experimentu popsal dýchací cyklus jako sinusovou funkci (obr. 5). Průtok vzduchu během dýchání může být vyjádřen rovnicí (Gupta et al., 2010):

$$Q_b = a \cdot \sin(\beta t) \quad [\text{l/s}] \quad (27)$$

a , β jsou parametry, které lze určit dle rovnic (index x může být „in“ pro nádech, „out“ pro výdech):

$$a_x = \frac{\beta_x TV}{2} \qquad \beta_x = \frac{\pi RF_x}{30} \qquad (28)$$

$$TV = \frac{MV(RF_{in} + RF_{out})}{2RF_{in}RF_{out}} \qquad (29)$$

kde:

- *TV (tidal volume)*: množství vzduchu (nadechovaného nebo vydechovaného) během jednoho nádechu [l];
- *MV (minute volume)*: celkové množství nadechovaného nebo vydechovaného vzduchu během 1 minuty [l/min];
- *RF (respiratory frequency)*: frekvence dýchání neboli množství nádechů za minutu.

Všechny tyto tři veličiny záleží na několika faktorech, především na metabolické aktivitě, pohlaví a ploše těla osoby. Průměrný evropský muž má plochu těla 1,8 m², zatímco žena 1,6 m² (Adams, 1993; EPA, 1989). Díky tomu je nutné také hodnoty veličin MV a RF určit zvlášť pro muže a ženy dle vzorců 30 až 32 (Gupta et al., 2010), kde H je výška osoby [m] a W váha osoby [kg].

For male:

For female:

$$MV_{male} = 5,225 \cdot A_d \qquad MV_{female} = 4,634 \cdot A_d \qquad (30)$$

$$RF_{in} = 55,55 - 32,86 H + 0,2602 W \qquad RF_{in} = 46,43 - 18,85 H \qquad (31)$$

$$RF_{out} = 77,03 - 45,42 H + 0,2373 W \qquad RF_{out} = 54,47 - 25,48 H \qquad (32)$$

Směr a geometrie vydechovaného proudu vzduchu

Dalším důležitým aspektem dýchání je směr vydechovaného proudu vzduchu. Podle Hyldgaard (1994) je směr výdechu kolem 45° od horizontální roviny za předpokladu, že osoba dýchá nosem a hlava je držena v normální pozici. Výdech nosem vytváří dva proudy svírající úhel 30°. Tyto dva proudy se spolu nesráží, ale šíří se jako dva nezávislé proudy. Stejně hodnoty úhlů stanovil také Melikov (2004a). Vydechování vzduchu ústy generuje jeden vodorovný proud vzduchu, který svírá úhel přibližně 30°. Melikov (2004a) dále definoval velikost každé nosní dírky hodnotou 50,2 mm² (průměr 8mm) a geometrii úst jako semi-elipsoidu s plochou 100,4 mm². Gupta et al. (2010) provedl vizualizaci vydechovaného vzduchu z nosních dírek. Na obrázku 6. jsou definované úhly potřebné pro popis směru proudění a jejich hodnoty.



$$\begin{aligned} \theta_m &= 60^\circ \pm 6^\circ & \theta_s &= 23^\circ \pm 14^\circ \\ \phi_m &= 69^\circ \pm 8^\circ & \phi_s &= 21^\circ \pm 10^\circ \end{aligned}$$

Obr. 6 Úhly pro popis směr vydechovaného proudu vzduchu z nosních dírek (Gupta et al., 2010)

Výsledkem experimentu (Gupta et al., 2010) jsou také průměrné hodnoty plochy otvoru nosních dírek a úst: plocha otvoru nosní dírky: $0,71 \pm 0,23 \text{ cm}^2$ pro muže, $0,56 \pm 0,10 \text{ cm}^2$ pro ženy; plocha otevřených úst: $1,20 \pm 0,52 \text{ cm}^2$ pro muže, $1,16 \pm 0,67 \text{ cm}^2$ pro ženy.

3.3 Osobní mikro-prostředí (PME)

Osobní mikro-prostředí, *Personal Micro-Environment* (PME), je oblast kolem osoby, která je formována vrstvou vzduchu mezi pokožkou a vnitřním povrchem oděvu, vlastním oděvem, a vrstvou vzduchu oddělující holou kůži a vnější povrch oděvu od okolního prostředí. Poslední (čtvrtou) část tvoří proměnné proudění generované dýcháním (Melikov, 2015). První tři části micro-environmentu existují, pouze pokud je člověk oblečen ve volném oděvu. V případě těsného oblečení vnitřní část PME chybí. Obecně PME závisí na jednotnosti okolního prostředí, pozici těla, jeho pohybu a kontaktu s okolní plochou (nábytek atd.), oblečení, kondici kůže a vlivu vnějších faktorů jako je pohyb vzduchu nebo tepelná radiace (Melikov, 2015). Z toho vyplývá, že micro-environment není po těle rovnoměrně rozdělen a v průběhu času se mění.

V běžném prostředí je teplota kůže a povrchu oblečení vyšší než teplota vnitřního vzduchu, díky čemuž se vzduch v bezprostřední blízkosti člověka ohřívá. Výsledkem je vztaková síla způsobující konvektivní (přirozené) proudění vzduchu vzhůru („*free convection flow*“ – FCF), vzniká konvektivní mezní vrstva („*convective boundary layer*“ – CBL) kolem povrchu člověka, která se transformuje do tzv. *thermal plume* nad jeho hlavou. Tento konvektivní a difúzní transportní mechanismus ovlivňuje vystavení člověka tepelným i vzdušným škodlivinám, především při systému se zaplavovacím větráním (Homma a Yakiyama, 1988; Salmanzadeh et al., 2012; Voelker et al., 2014; Zukowska et al., 2010). Oblečení výrazně redukuje tloušťku CBL a pokud je volné, mění tvar těla a tím vzrůstá v mezní vrstvě turbulence (Licina et al., 2014b).

Interakci mezi PME a jeho obklopujícím prostředím řešili Melikov a Kaczmarczyk (2007), podle kterých měření v místě v prostoru bez přítomné osoby nemůže správně definovat kvalitu vzduchu, kterou by osoba vdechovala, pokud by v daném místě byla přítomna.

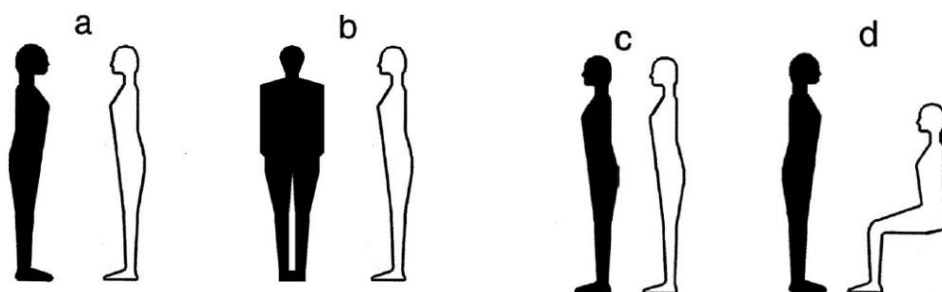
Konvektivní mezní vrstva (CBL) hraje dvě důležité role. Jednak přispívá k tepelným ztrátám konvekcí z lidského těla a také díky ní dochází k přenosu částic kolem lidského těla. Ty mohou přicházet z okolního vzduchu, nebo se mohou uvolňovat z lidské kůže a oblečení. Částice jsou většinou pomocí CBL šířeny směrem do dýchací zóny. Podle některých studií (Melikov, 2004b; Zhu et al., 2005), největší část vdechovaného znečištěného vzduchu pro sedící osoby pochází právě z CBL kolem lidského těla.

Rychlost a teplota v okolí CBL je ovlivněna pozicí těla. Konvektivní mezní vrstva je v dolní části těla tenká a laminární s nízkou rychlostí proudění vzduchu. Po výšce těla se její šířka i rychlost zvětšuje. V úrovni hlavy je již proudění turbulentní. Teplota klesá s rostoucí vzdáleností od povrchu těla, dokud nedosáhne teploty okolí. Tloušťka mezní vrstvy u sedící osoby je od 5 mm ve spodní části nohou do 150 mm v úrovni hlavy (1,1 m) (Melikov a Zhou, 1996; Murakami et al., 1997; Licina et al., 2014b). U stojící osoby je tloušťka mezní vrstvy v úrovni hlavy až 150-200 mm s rychlostí 0,2-0,3 m/s (Murakami et al., 1995; Murakami, 2002), lokálně až 0,5 m/s (Zukowska et al., 2007). Podle jiné studie Murakamiho et al. (1997) je tloušťka mezní vrstvy v okolí nohou zhruba 50-80 mm a v okolí krku 150-190 mm. Rychlost proudění vzduchu v CBL klesá, pokud klesá rozdíl teplot mezi povrchem těla a okolí (Licina et al., 2014b; Voelker et al., 2014).

3.4 Riziko přenosu infekce a šíření škodlivin

Riziko přenosu infekce, v zahraniční literatuře známé pod pojmem *cross-infection risk*, je závislé nejen na systému větrání daného prostoru, vzdálenosti osob, mezi kterými může k přenosu dojít, ale i jejich výšce a tělesné aktivitě. Tato problematika úzce souvisí s hodnocením kvality vdechovaného vzduchu a se šířením virů. Koncept vzdušného šíření poprvé popsal Wells (1934, 1955) a Riley a O'Grady (1961). Sestavili Wells-Riley rovnici (Riley et al., 1978) pro hodnocení efektu větrání, filtrace a dalších fyzikálních procesů na přenosu vzdušných onemocnění.

Šíření škodlivin v prostoru a osobní vystavení škodlivinám („*personal exposure*“) bylo několikrát studováno (Björn a Nielsen, 1996, 2002; Brohus a Nielsen, 1994b, 1995). Výsledky pro vystavení cílové osoby škodlivinám ukazují vliv odstupové vzdálenosti mezi zdrojem a cílovou osobou. Nielsen et al. (2008) provedl měření s dvojicí termálních manekýnů a studoval šíření škodlivin mezi nimi se čtyřmi různými distribučními systémy. Jeden manekýn byl považován jako zdroj a druhý jako cíl. Na tento experiment navázal v roce 2012, kdy posuzoval čtyři různé pozice manekýnů (obr. 7) v několika různých vzdálenostech.



Obr. 7 Pozice manekýna při experimentu Nielsena et al. (2012)

Zjistil, že výdechový proud od osoby je schopen penetrovat přirozenou konvektivní mezní vrstvu a dýchací zónu jiné poblíž stojící osoby. Tato penetrace je funkcí vzdálenosti mezi osobami a existuje až do vzdálenosti 1,2 m. Vysoká úroveň rizika přenosu infekce byla v případě sedícího zdrojového manekýna. Další experiment provedl Liu et al. (2014) se třemi stojícími termálními manekýny, kdy jeden představoval zdroj, a ostatní dva byly cíloví. Zjistili, že i když jsou dva cíloví manekýni stejně vzdáleni od zdrojového, jeden je vždy více vystaven.

Systém se zaplavovacím větráním byl původně předpokládán jako účinný systém produkující čistý vzduch v dýchací oblasti (He et al., 2005). Tento systém přivádí chladný vzduch u podlahy a ten je následně ohříván tepelnými zdroji, jako jsou lidé. Díky tomu vzrůstá vertikální teplotní gradient a vznikají tak dvě zóny. Nižší zóna sestává z čistého přiváděného vzduchu a vrchní zóna obsahující vzduch kontaminovaný tepelnými zdroji. Nicméně teplotní gradient může vést ve vyšší koncentrace v různých výškách jako je např. dýchací zóna (Björn a Nielsen, 2002; Qian et al., 2006). Proto je důležité hodnotit vliv vstupujícího vzduchu z nižší zóny do dýchací zóny. Pro tyto účely navrhli Brohus a Nielsen (1994a) novou veličinu *effectiveness of entrainment in the human boundary layer* η_e , která byla popsána v kapitole 2.5.2.

V budovách se kromě zaplavovacího větrání, popřípadě systémů personalizovaného větrání, často setkáváme s větráním směšovacím. Při tomto typu větrání v místnosti nastává relativně uniformní koncentrace škodlivin. Podle studie Lee et al. (2005) může směšovací větrání redukovat vystavení škodlivinám v kancelářských budovách, závisející na pozici osob v místnosti. Tyto

výsledky souhlasí s Nielsenem et al. (2008), který ukázal, že plně smíchaný vzduch může limitovat koncentraci škodlivin v dýchací zóně vystavené osoby.

Experimenty v této oblasti jsou obvykle prováděny pomocí značkovacího plynu, který ale není ovlivněn vztlakem. Koncentrace značkovacího plynu nemůže být přímo použita jako měřítko zdravotního rizika, ale může být indikátorem tohoto rizika (Nielsen, 2009). Dalším příkladem takového experimentu může být například práce Quiana et al. (2006), který řešil šíření infekce ve dvoulůžkovém nemocničním pokoji se třemi různými větracími systémy, a experimenty autorů Rim a Novoselac (2009) a Olmedo et al. (2012). Nejen experimenty, ale i numerické modelování má v této problematice uplatnění a je blíže popsáno v kapitole 5.4.5.

3.5 Shrnutí interakce člověka a vnitřního prostředí

Člověk je v těsné interakci se svým okolím, kde slouží nejen jako překážka pro proudění vzduchu, ale také jako zdroj škodlivin a hlavní tepelný zdroj pro tepelné vztlakové proudění. V hustě obsazeném prostoru (např. v dopravních prostředcích jako je kabina letadla, vlak atd.) se konvektivní proudy kolem člověka mohou překrývat s konvektivními proudy osob stojících blízko sebe. Zároveň může dojít k ovlivnění kvality vdechovaného vzduchu, především pokud se v prostředí nachází nakažená osoba. Ta se stává zdrojem infekčních virů, které se šíří do okolí v závislosti na distribuci vzduchu. Následně tyto viry mohou být vdechovány, ulpívají na povrchu nebo se roznášejí ventilačním systémem. Složení vdechovaného vzduchu je tedy výsledkem interakce přirozeného konvektivního proudění kolem lidského těla, proudění vydechovaného vzduchu a proudění generovaného z větracího systému. Při zkoumání vlivu člověka na své okolí je nutné zvolit komplexní přístup, který bude zahrnovat ohled na všechny výše popsané aspekty.

4 TEORETICKÝ ÚVOD DO MODELOVÁNÍ CFD

4.1 Co je CFD

Computational Fluid Dynamics (CFD) představuje výpočetní technologii pro řešení úloh v oblasti dynamiky tekutin. Pomocí CFD můžeme simulovat a zkoumat proudění tekutin (rozložení tlaků a teplot, rychlost proudění atd.), přenos teploty a hmoty, interakci mezi pevnou, kapalnou a plynnou fází a další fyzikální jevy. CFD programy (např. ANSYS Fluent, ANSYS CFX, Comsol, Star CCM+, Dolfyn, OpenFOAM atd.) umožňují numerické řešení základních fyzikálních rovnic, které je možné zapsat pomocí soustav parciálních diferenciálních rovnic. Tyto rovnice jsou řešeny pomocí diskretizace neboli aproximací pomocí systému algebraických rovnic proměnných veličin. Mezi diskretizační metody patří metoda konečných diferencí, metoda konečných prvků a metoda konečných objemů, která je velmi rozšířená v oblasti CFD.

Na začátku simulace je nutné vytvořit geometrický model řešené úlohy. Z hlediska náročnosti výpočtu jsou často modely zjednodušovány na základní tvary bez příliš velkých detailů. Po vytvoření geometrie modelu následuje rozdělení řešené oblasti do výpočetní sítě, tzv. *mesh*. Velikost mřížky a tvaru jejích buněk závisí na typu modelu a účelu, pro který je úloha zpracována, ale také na možnostech použité výpočetní techniky. Příliš hustá síť zvyšuje výpočetní čas a ne vždy poskytuje přesnější výsledky. Výsledná síť může být strukturovaná (tvořená z kvádrů nebo čtyřstěnů) nebo nestrukturovaná, kde konečným objemem kromě kvádrů a čtyřstěnů jsou prismatické a pyramidové prvky. Jednotlivé prvky lze kombinovat a dosáhnout tak optimální výpočetní sítě, kdy například v okolí stěn jsou z důvodu existence mezní vrstvy rozmístěny kvádry a čtyřúhelníky. Ve zbytku oblasti jsou pak zbývající tvary, které umožňují změnu hustoty sítě.

Po nastavení okrajových podmínek modelu následuje integrace základních rovnic přes konečné objemy. Tím dojde k převedení diferenciálních rovnic na objemový integrál, dále za použití divergenčního teorému na plošný integrál a diskretizací na výsledný algebraický tvar. Systém rovnic může být řešen pomocí iterativní nebo přímé metody. CFD aplikace nejčastěji používají iterativní metody řešení, ve kterých se nejprve odhadne řešení, a následným iterováním se přibližujeme k požadovanému výsledku. Výsledkem simulace by mělo být konvergentní řešení. K tomu dochází, pokud se v průběhu iterování snižuje množství reziduí, které představují maximum rozdílu dvou odpovídajících si veličin ve stejném bodě sítě ve dvou po sobě následujících iteracích.

4.2 Základní rovnice

4.2.1 Rovnice kontinuity

Rovnice kontinuity (spojitosti) vyjadřuje zákon o zachování hmotnosti: pro elementární objem, kterým proudí tekutina, musí být hmotnost tekutiny konstantní ($m = \text{konst.}$), a tedy celková změna hmotnosti nulová ($dm = 0$). Neboli při proudění tekutiny potrubím každým průtočným průřezem proteče stejné hmotnostní množství tekutiny. Pro ustálené proudění nestlačitelné tekutiny ($\rho = \text{konst.}$) platí:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (33)$$

4.2.2 Navier-Stokesova rovnice

Navier-Stokesova rovnice vyjadřuje proudění skutečné tekutiny a vychází z Cauchyho pohybové rovnice. Kromě vnějších, tlakových a setrvačných sil rovnice uvažuje také třecí síly způsobené viskozitou tekutiny. Výsledkem je soustava třech diferenciálních rovnic, které lze zapsat například ve tvaru:

$$\begin{aligned}\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial(uu)}{\partial x} + \frac{\partial(uv)}{\partial y} + \frac{\partial(uw)}{\partial z} &= a_x - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \\ \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial(vu)}{\partial x} + \frac{\partial(vv)}{\partial y} + \frac{\partial(vw)}{\partial z} &= a_y - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \\ \frac{\partial w}{\partial t} + \frac{\partial(wu)}{\partial x} + \frac{\partial(wv)}{\partial y} + \frac{\partial(ww)}{\partial z} &= a_z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right)\end{aligned}\quad (34)$$

kde: u, v, w složky rychlosti;
 p tlak;
 ρ hustota;
 ν kinematická viskozita;
 $a_{x,y,z}$ složky vnějšího zrychlení

4.3 Proudění tekutin

Tekutina je látka, která se nevratně deformuje a nemá vlastní tvar. Tekutiny považujeme za spojité prostředí – kontinuum. Při působení nepatrných tečných sil se její částice snadno uvedou do pohybu a tečou v proudu, který je omezen pevnými stěnami nebo tvoří rozhraní – hladiny. Tekutiny můžeme rozdělit na kapaliny a vzdušiny a popsat je vlastnostmi, jako je hustota, objemová stlačitelnost, teplotní roztažnost, viskozita, povrchové napětí a další.

Proudění skutečných tekutin můžeme rozdělit na laminární a turbulentní proudění. Při laminárním proudění se částice pohybují v tenkých vrstvách, aniž by se přemísťovaly v průřezu. K tomu dochází u turbulentního proudění díky turbulentní (flukтуаční) rychlosti. Turbulentní proudění se skládá z různě velkých vírů. Velké víry se postupně rozpadají na menší a celý proces je zakončen disipací energie nejmenších vírů na teplo. Přechod mezi laminárním a turbulentním prouděním definuje Reynoldsovo číslo (viz kapitola 3.1.1).

Ve většině případů simulování inženýrských aplikací dochází k turbulentnímu proudění a je nutné zvolit pro výpočet vhodnou metodu a model turbulence. V současnosti jsou známé tři přístupy modelování turbulence:

- metoda přímé simulace (DNS – Direct Numerical Simulation);
- metoda velkých vírů (LES – Large Eddy Simulation);
- metody časového středování (RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes equations).

4.3.1 Metoda přímé simulace

Metoda přímé simulace (DNS – Direct Numerical Simulation) řeší rovnici kontinuity a Navier-Stokesovy rovnice přímou numerickou simulací bez žádných přidaných modelů turbulence. Vyžaduje velmi jemnou síť a díky tomu je náročná na výpočetní prostředky. Je tedy vhodná jen

pro jednoduchou geometrii a nízké Reynoldsovo číslo. Na druhou stranu DNS metoda dává velmi přesné výsledky srovnatelné s výsledky experimentu.

4.3.2 Metoda velkých vírů

Metoda velkých vírů (LES – Large Eddy Simulation) je založena na modelování velkých vírů jako prostorově a časově závislých útvarů, které lze zachytit sítí. Víry malých měřítek jsou řešeny pomocí tzv. *subgridních modelů* a jsou odstraněny pomocí filtrace turbulentního pole. Díky tomu je možné použít hrubší síť a delší časový krok. Nevýhodou této metody je nutnost dostatečně jemné sítě u stěn ve všech třech směrech. Zjednodušeně řečeno, velké víry jsou simulovány přímo jako u DNS metody a malé víry jsou modelovány podobně jako u metody RANS. Mezi nejznámější modely této skupiny patří například Smagorinsky-Lilly model nebo Dynamic subgrid-scale model.

4.3.3 Metody časového středování

Metody časového středování (RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes equations) jsou v oblasti řešení inženýrských úloh nejvíce rozšířené. Jsou méně výpočetně náročné než DNS a LES metody a přitom dávají poměrně přesné výsledky. RANS metoda patří mezi statistické metody turbulence a využívá časové středování pomocí Reynoldsovy rovnice.

Podle Reynoldse má turbulence náhodný charakter, ale je statisticky stabilní. Použití Navier-Stokesových rovnic a časového středování umožňuje rozložit okamžité hodnoty turbulentního proudění na časově středovanou a flukтуаční složku. Dosazením součtu časově středované a flukтуаční hodnoty do rovnice kontinuity, následné úpravě a dosazením do Navier-Stokesových rovnic vznikne Reynoldsova rovnice. Tato rovnice je formálně podobná Navier-Stokesovým rovnicím, ale obsahuje navíc tzv. Reynoldsova (turbulentní) napětí. Tato napětí tvoří tenzor o devíti členech se šesti nezávislými. Vzniká tak soustava diferenciálních rovnic, která je obtížně řešitelná. Z tohoto důvodu bylo vyvinuto několik tzv. *modelů turbulencí*, které se snaží vyjádření Reynoldsova napětí zjednodušit přidáním dalších transportních rovnic.

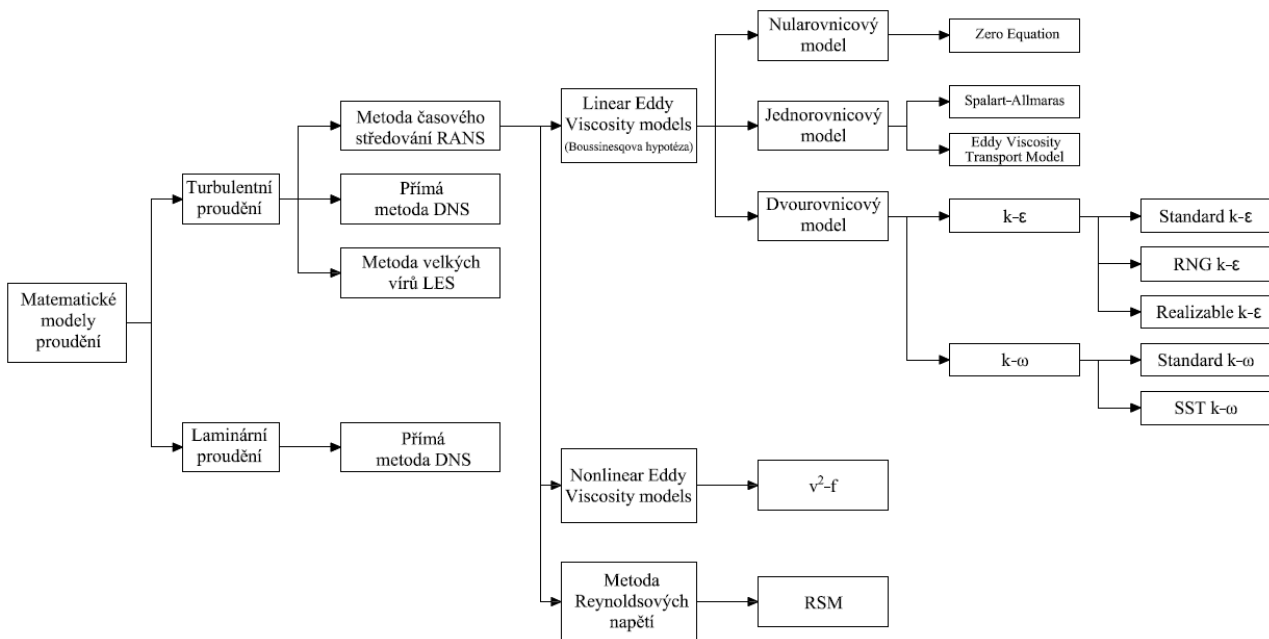
4.4 Modely turbulence

Modely turbulence jsou částečně empirické rovnice, které určují vztahy mezi středními hodnotami veličin proudového pole a korelacemi jejich fluktuací. Tím uzavírají systém středovaných Navier-Stokesových rovnic. Dělí se na dvě skupiny. První skupinou jsou modely založené na řešení transportních rovnic přímo pro složky tenzoru Reynoldsových napětí. Druhou skupinu tvoří modely založené na tzv. *Boussinesqově hypotéze*. Podle ní se tenzor Reynoldsových turbulentních napětí (9 složek se 6 nezávislými) vyjádří jen jednou neznámou veličinou, a to turbulentní viskozitou μ_T pomocí rychlostního a délkového měřítka. Pro určení turbulentní viskozity se využívají modely označené podle počtu diferenciálních rovnic, které slouží k definici turbulentní viskozity a jedná se o:

- **nularovnicový model:** definován Prandtem jako model směřovací délky „ l “, kdy je turbulentní viskozita vyjádřena v závislosti na střední hodnotě rychlosti (např. Baldwin-Lomax model, Cebeci-Smith model atd.);
- **jednorovnicový model:** řeší jednu transportní rovnici, zpravidla rovnici pro turbulentní kinetickou energii „ k “, délkové měřítko „ l “ je potom určeno pomocí algebraických tvarů. (např. Baldwin-Barth model, Spalart-Allmaras model, Prandtlův jednorovnicový model atd.);

- **dvourovnicový model:** tyto modely jsou definovány dvěma transportními rovnicemi, nejčastěji rovnicí pro kinetickou energii „ k “ a rovnicí pro rychlost disipace turbulentní energie „ ε “ nebo specifickou rychlost disipace „ ω “;
- **vícerovnicové modely:** tyto modely nevyužívají Boussinesquovu hypotézu, ale počítají jednotlivá Reynoldsova napětí pomocí šesti diferenciálních transportních rovnic. Do této skupiny patří například Reynoldsův napětíový model (RSM model).

Dvourovnicové modely jsou schopné řešit turbulentní proudění i pro složitější úlohy, a proto v numerickém modelování bývají nejčastěji používány. Pro přehlednost je na obrázku 8 zobrazeno schéma metod a některých dostupných modelů pro řešení proudění. Nejrozšířenější z nich jsou dále podrobněji popsány.



Obr. 8 Schéma metod pro matematické řešení proudění

4.4.1 Dvourovnicové modely turbulence $k-\varepsilon$

Dvourovnicové modely turbulence $k-\varepsilon$ jsou vyjádřeny dvěma transportními rovnicemi – rovnicí pro kinetickou energii „ k “ a rovnicí pro rychlost disipace turbulentní energie „ ε “. Do této skupiny patří tři modely:

- **Standard $k-\varepsilon$** (Launder a Spalding, 1974): tento model předpokládá plně turbulentní proudění a tudíž je vhodný pouze pro úlohy s vysokým Reynoldsovým číslem (nad 200 000). Není vhodný při obtékání křivočarých těles a pro výpočet proudění v těsné blízkosti stěn. To lze vyřešit užitím stěnové funkce nebo pro oblast stěn aplikovat $k-\omega$ model;
- **RNG $k-\varepsilon$** (Yakhot a Orszag, 1986): tento model vychází ze standardního $k-\varepsilon$ modelu a využívá metodu renormalizačních grup (RNG). Oproti standardnímu $k-\varepsilon$ modelu využívá jiné hodnoty empirických konstant a turbulentní viskozitu definuje odlišným vztahem. Také zahrnuje účinek vírů na turbulenci, tudíž se uplatní při řešení rozsáhlých oblastí se zavíráním;

- **Realizable $k-\varepsilon$** (Shih et al., 1995): v tomto modelu je jinak formulovaná turbulentní viskozita a transportní rovnice pro „ ε “ se modifikuje odvozením z exaktní rovnice pro transport střední kvadratické fluktuace vířivosti.
- **Low-Reynolds Number $k-\varepsilon$** : tento model turbulence je vhodný pro proudění u stěn s nízkým Reynoldsovým číslem. Neužívá stěnovou funkci a vyžaduje tudíž velmi jemnou síť. Díky tomu je náročnější na výpočet. Modelů *Low-Re Number $k-\varepsilon$* byla vyvinuta celá řada, například model Abe-Kondoh-Nagano (1994), Yang-Shih (1993) nebo Launder-Sharma (1974).

4.4.2 Dvourovnicové modely turbulence $k-\omega$

Modely turbulence $k-\omega$ jsou tvořeny opět transportní rovnicí pro turbulentní kinetickou energii „ k “ (v upraveném tvaru) a transportní rovnicí pro specifickou rychlost disipaci „ ω “, kterou (oproti rovnici pro „ ε “) lze integrovat bez dalších podmínek přes viskózní podvrstvu.

- **Standard $k-\omega$** (Wilcox, 1998): je vhodný pro modelování proudění v blízkosti stěn a nízká Reynoldsova čísla. Uplatní se v úlohách s přechodovým režimem proudění, kde není plně vyvinutá turbulence. Tento model sice poskytuje přesné výsledky pro proudění blízko stěny, ale jeho přesnost klesá ve volném proudě (opačně než je tomu u $k-\varepsilon$ modelu). Z tohoto důvodu byl navržen model *Baseline (BSL) $k-\omega$* (Menter, 1994), který kombinuje modely $k-\varepsilon$ a $k-\omega$;
- **Shear Stress Transport (SST) $k-\omega$** (Menter, 1994): tento model vychází z *BSL $k-\omega$* a spojuje také výhody modelu $k-\omega$ (přesnost výpočtu v blízkosti stěn) a modelu $k-\varepsilon$ (lepší výsledky ve volném proudění ve vzdálenosti od stěn). Oba tyto modely jsou použity zároveň a jsou násobeny funkcí, která v blízkosti stěn aktivuje model $k-\omega$ a naopak dále od stěny aktivuje model $k-\varepsilon$.

4.4.3 Model turbulence v^2-f

Model $\overline{v^2}-f$ (Durbin, 1991, 1995) je vyvinut ze standardního $k-\varepsilon$ modelu, ale začleňuje neizotropní turbulence blízko stěny a účinky nelokálního tlakového napětí. Tento model je obecný model pro nízká Reynoldsova čísla, a nevyžaduje užití stěnové funkce. Pro hodnocení turbulentní viskozity užívá rychlostní měřítko místo turbulentní kinetické energie. Tento model na rozdíl od $k-\varepsilon$ nemůže být použitý pro Eulerovské multifázové problémy.

4.4.4 Víceroznicové modely turbulence

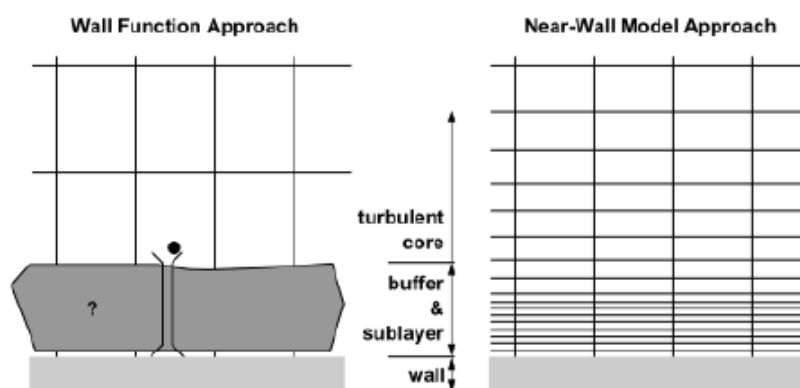
Jeden z nejsložitějších RANS modelů je **Reynolds-stress model (RSM)** (Gibson a Launder, 1978; Launder, 1989; Launder et al., 1975) nevyužívá Boussinesqovu hypotézu, ale je založen na Reynoldsově středování a Reynoldsových napětích. Řadí se mezi víceroznicové modely. Celkem řeší dvanáct rovnic – rovnici kontinuity, tři Navier-Stokesovy rovnice, rovnici energie, šest rovnic Reynoldsových napětí a rovnici disipace. Díky tomu má tento model vysoké výpočetní nároky, které ovšem nepřinášejí vyšší přesnost. Z tohoto důvodu se příliš nepoužívá, i když své uplatnění najde v úlohách s prouděním, kde jsou výrazné rotace a víry (např. cyklon).

Mezi další víceroznicové modely patří třírovnicový model **Transition $k-kl-\omega$** (Walters a Cokljat, 2008), který je vhodný řešení vývoje mezní vrstvy a jejího přechodu z laminárního do turbulentního proudění nebo čtyřrovnicový model **Transition SST** (Langtry a Menter, 2009).

Ten je založen na modelu $SST\ k-\omega$ a zahrnuje další dvě transportní rovnice – pro koeficient intermitence a pro přechodové kritérium. Tento model je také vhodný pro přechodové proudění.

4.5 Modelování proudění v blízkosti stěny

V blízkosti stěny je proudění výrazně ovlivněno, neboť zde dochází k značné produkci kinetické energie turbulence vlivem velkých gradientů rychlostí a dalších veličin. Turbulence je těsně u stěny potlačena, ale směrem k vnější části tzv. *mezní vrstvy* narůstá. Mezní vrstva představuje oblast těsně u stěny, a dá se rozdělit na tři části. Bezprostředně u stěny se nachází viskózní (laminární) podvrstva, ve které má molekulární viskozita dominantní vliv na přenos hybnosti, tepla i hmoty. Následuje přechodová vrstva, kde se stejně uplatňují účinky molekulární viskozity i turbulence. Poslední část tvoří plně turbulentní vrstva. Modelovat proudění v blízkosti stěny je možné dvěma způsoby – pomocí stěnové funkce (*wall function*) nebo podrobným modelováním u stěny (*near-wall modelling*), jak je patrné na následujícím obrázku:



Obr. 9 Princip modelování v blízkosti stěny – stěnová funkce vs. dvouvrstvý model (ANSYS, 2013)

4.5.1 Stěnová funkce (Wall function)

Stěnová funkce představuje soubor semi-empirických vztahů, které pro řešenou veličinu překlenují viskózní a přechodovou vrstvu mezi stěnou a buňkou v blízkosti stěny. Díky tomu nejsou řešeny oblasti ovlivněné molekulární viskozitou. Tato metoda nevyžaduje jemnou síť v oblasti stěny a díky tomu snižuje nároky na výpočet. Nicméně je vhodná pouze pro proudění s velkým Reynoldsovým číslem. Stěnové funkce vycházejí z teorie Laundera a Spaldinga (1974), dle které třetí (smyková) rychlost vystupuje jako konstantní veličina. Mezi stěnové funkce patří:

- **standardní stěnová funkce:** poskytuje přiměřenou přesnost pro většinu proudění s vysokým Reynoldsovým číslem. Není vhodná například pro proudění úzkou mezerou, pro proudění vysoce viskózní tekutiny, oblasti s vysokým tlakovým gradientem a proudění vznikající vztlakem;
- **nerovnovážná stěnová funkce:** je vhodná pro proudění u stěny, které je vystaveno účinkům velkého tlakového gradientu a nedá se tudíž předpokládat splnění podmínky lokální rovnováhy. Logaritmický zákon pro střední rychlost je upřesňován v závislosti na účinku tlakového gradientu a bilance turbulentní kinetické energie. Disipace v buňce sousedící se stěnou je počítaná ve dvou vrstvách (laminární a turbulentní).

4.5.2 Podrobné modelování u stěny (Near-wall modelling)

Modelování u stěny vyžaduje velmi jemnou síť v oblasti stěny, neboť řeší celou oblast mezní vrstvy včetně viskózní subvrstvy. Je tedy vhodný pro případy, kdy selhává stěnová funkce (proudění s nízkým Reynoldsovým číslem, při působení velkých objemových sil, při silném tlakovém gradientu vedoucím k odtržení mezní vrstvy). Celá oblast je rozdělena na část, ve které se projevuje vliv viskozity a na část turbulentní. Ve viskózní části není rychlost disipace turbulentní energie řešena transportní rovnicí, ale algebraickým vztahem. Ve druhé části (turbulentní) se používají modely turbulence.

4.5.3 Hodnota y^+

Pro řešení proudění u stěny je významná hodnota bezrozměrné veličiny y^+ , která vyjadřuje závislost vzdálenosti od stěny, rychlosti proudění a viskozitě proudící látky. V podstatě popisuje hrubost/jemnost výpočetní sítě pro konkrétní proudění. Určí se vztahem:

$$y^+ = \frac{y_p \cdot u^*}{\nu} \quad (35)$$

kde:	y_p	vzdálenost od stěny	[m]
	u^*	třecí rychlost	[m/s]
	ν	kinematická viskozita	[m ² /s]

Třecí rychlost lze určit dle vzorce:

$$u^* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (36)$$

kde:	τ_w	vazké napětí na stěně	[Pa]
	ρ	hustota	[kg/m ³]

4.6 Modely radiace

Přenos tepla radiací je definován obecnou rovnicí přenosu tepla radiací Radiative Transfer Equation (RTE), která zahrnuje všechny způsoby sálání (radiace emitovaná, absorbovaná, difuzně vyzářená a pohlcená okolní difuzní radiace). Díky tomu je obtížně řešitelná a je nahrazována modely radiace, které řešení přenosu radiace zjednodušují. Níže jsou stručně popsány.

Metoda Monte Carlo je nejuniverzálnějším a nejobecnějším modelem radiace. Využívá náhodných veličin a teorii pravděpodobnosti. Je založena na principu sledování paprsku, tzv. *Ray-Tracing Method*. Řešený objem se rozdělí na jednotlivé povrchy, které se dále rozdělí na další elementy. Každý element emituje energii formou svazku paprsků vyslaných kolmo na povrch. Tyto svazky jsou sledovány po své dráze, kdy dochází k útlumu vlivem vzdálenosti, dokud nedopadnou na daný povrch. Po dopadu dojde k náhodnému rozptýlení paprsků a k přiřazení odpovídající energie. Řešení vyžaduje mnoho vyslaných a sledovaných paprsků, tudíž tato metoda není vhodná pro složité simulace.

Discrete Transfer Radiation Model (DTRM) je také založen na principu sledování paprsku (Ray-Tracing Method), ale u této metody jsou paprsky vysílány v polokouli a ne kolmo na povrch jako u metody Monte Carlo. Odrazy jednotlivých paprsků se neřeší, ale jsou uvažovány jako difuzní záření. Je méně náročná na počet sledovaných paprsků a tudíž méně výpočetně náročná.

Discrete Ordinates Method (DO) rozkládá radiční tok v kvadratické síti. Neřeší jednotlivé paprsky jako předchozí modely, ale počítá tzv. šedé záření. Ve výpočtu je zaveden váhový faktor vyjadřující průměrnou intenzitu záření v daném řešeném elementu. Výsledkem je soustava lineárních rovnic pro výpočet rovnováhy intenzity záření přes hranice daného elementu.

Surface to Surface (S2S) neboli metoda plocha k ploše. Předpoklad tohoto modelu je diatermní prostředí (prostředí, které se sálavého přenosu tepla neúčastní). V této metodě se emitovaná energie z řešeného povrchu do prostoru rozkládá pomocí bezrozměrného součinitele φ , známý také pod pojmem *view factor*. Ten vyjadřuje vzájemnou viditelnost obou povrchů a jeho určení je poměrně složité. Pro jeho řešení existuje několik metod, např. metoda průmětu, metoda strun, integrační metoda atd. Následující vztah popisuje sdílení tepla radiací mezi dvěma plochami:

$$Q_{12} = S_1 \cdot \varphi_{12} \cdot \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \sigma \cdot (T_2^4 - T_1^4) \quad [\text{W}] \quad (37)$$

kde:	S_1	plocha sálajícího povrchu	$[\text{m}^2]$
	$\varepsilon_1, \varepsilon_2$	emisivita povrchů	$[-]$
	σ	Stefan-Boltzmannova konstanta $\sigma_B = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$	
	T_1, T_2	termodynamické teploty povrchů	$[\text{K}]$
	φ_{12}	poměr osálení mezi povrchy (<i>view factor</i>)	$[-]$

Radiační model P-1 počítá pouze dva členy obecné transportní rovnice radiace (RTE), a to difuzní rozptyl a pohlcení difuzní energie.

Radiační model Rosseland je podobně jako model P-1 určen pro opticky tlustá prostředí. Jako jediný z modelů radiace uvažuje emisivitu povrchu 1, tím všechny tělesa považuje za dokonale černé.

Ray-Tracing Method je jako metoda Monte Carlo a DTRM založen na principu sledování paprsku. Odrazy a lomy paprsku ovšem počítá přesně podle zákonů fyziky a prostorové deskriptivy. Paprsky jsou vysílány kolmo k povrchu hemisféry a po dopadu paprsku na daný povrch je intenzita paprsku snížena podle součinitele pohltivosti.

4.7 Shrnutí teorie CFD

CFD modelování je vhodnou alternativou pro experimentální měření v případech, kdy měření není možné uskutečnit nebo by bylo příliš nákladné. Na druhou stranu pro simulování složitějších inženýrských úloh je potřeba pokročilá výpočetní technika, která značně ovlivňuje tvorbu modelu a samotnou délku výpočtu. Je nutné věnovat zvýšenou pozornost výpočetní síti (velikost, tvar a počet buněk mřížky) v celé řešené oblasti, speciálně pak v oblasti blízkosti stěn, neboť kvalitní síť je základem pro všechny výpočty. Samozřejmostí by měla být určitá teoretická znalost problematiky proudění a metod modelování turbulence, protože výběr vhodného turbulentního modelu výrazně ovlivňuje přesnost výsledků. Univerzálně použitelný model turbulence bohužel neexistuje. Nejrozšířenější a pro běžné případy dostačující jsou modely turbulence skupiny RANS. Další nevýhodou CFD modelování je nutnost validace modelu. Ověření výsledků se zpravidla provádí pomocí experimentu nebo podle podobné úlohy.

5 CFD MODELOVÁNÍ VNITŘNÍHO PROSTŘEDÍ

5.1 Úvod

CFD modelování je hojně využíváno jako alternativa k experimentálnímu měření s termálním manekýnem. Jedním z prvních vědců, který využil CFD pro numerickou predikci v oblasti vnitřního prostředí, byl ve své disertační práci Peter V. Nielsen (1974). Ten modeloval distribuci vzduchu v klimatizované místnosti a výsledky hodnotil pomocí experimentu.

První, kdo poprvé použil „*numerical thermal occupants*“ pro hodnocení tepelného komfortu byl v roce 1994 G. Gan. Ten se svými kolegy vynalezl CFD kód pro hodnocení vnitřního prostředí ve větrané místnosti pomocí PMV a PPD indexu. Později byl program doplněn o predikci možného průvanu. V roce 1996 dvojice Brohus a Nielsen prezentovali studii se třemi různými CFD modely osoby. Všechny tři modely měly obdélníkovou geometrii a představovaly ženu. Výsledky byly porovnány s experimentem se stojícím manekýnem. Model manekýna byl umístěn tváří proti proudu se zdrojem škodlivin umístěným na podlaze před ním. Výsledky ukázaly, že koncentrace škodlivin v dýchací zóně se výrazně liší s geometrií modelu manekýna.

Dalším významným vědcem zabývajícím se prouděním a teplotním polem kolem virtuálního manekýna byl Kato (1996). Ten svůj model umístil do místnosti se zaplavovacím větráním. Murakami et al. v letech 1997 a 1998 sestavili „*computational thermal manikin*“ pro hodnocení tepelného komfortu. Modelovaly různé tepelné přenosy v kombinaci s prouděním, radiací a přenosem vlhkosti. Dále počítali součinitel přestupu tepla konvekcí mezi nahým manekýnem a jeho okolím, analyzovali indexy účinnosti větrání a vztahy mezi distribucí škodlivin a stářím přiváděného vzduchu.

Kang (2002) prezentoval CFD analýzu Wet-bulb globe temperature (WBGT) indexu v plně obsazeném prostoru s mechanickým větráním. Jeho virtuální model obsahoval 15 segmentový termoregulační model s 61 výpočetními uzly. Ve stejném roce vyvinul Tanabe et al. (2002) 65 uzlový termoregulační model na základě Stolwijkova modelu. Tento model měl 16 segmentů, kde každý segment zahrnoval 4 vrstvy – jádro, svaly, tuk a pokožku.

H. O. Nilsson se ve své disertační práci v roce 2004 věnoval simulování tepelného komfortu a v roce 2007 vydal požadavky pro návrh a vývoj numerického manekýna spolu s CFD benchmark testem pro hodnocení komfortu. V tomto reportu uvedl hodnoty tepelných ztrát z jednotlivých částí těla získané experimentálním měřením pomocí termálního manekýna.

Ve své práci řešil Gao et al. (2007) snížení vystavení škodlivinám a tepelný komfort pomocí personalizovaného větrání v kombinaci s dvěma větracími systémy – směšovacím a zaplavovacím. Pro celkový tepelný komfort byl použit CBE model (Berkeley). Pro šetření kvality vdechovaného vzduchu byly jako škodliviny zvoleny látky uvolňující se ze stavebních materiálů. CFD výpočet byl kombinací proudění vzduchu a víceuzlového termoregulačního modelu člověka (Huizenga et al., 2001) založeným na Stolwijkově 25 uzlovém modelu.

Dygert et al. (2009) se ve své studii zaměřil na stanovení obecných požadavků pro přesnou simulaci kvality vzduchu v dýchací zóně člověka. Použil sedící model člověka ve dvou případech větrání – s a bez personalizovaného větrání. Model se systémem s personalizovaným větráním řešili také dvojice Russo a Khalifa (2011). Model se sedícím manekýnem ověřili podle experimentu (Khalifa et al., 2009).

Modelování vnitřního prostředí s virtuálním manekýnem má uplatnění také pro další specifické prostory, jako je vnitřní prostředí automobilu (Maué et al., 1997; Han et al., 2001; Kilic a

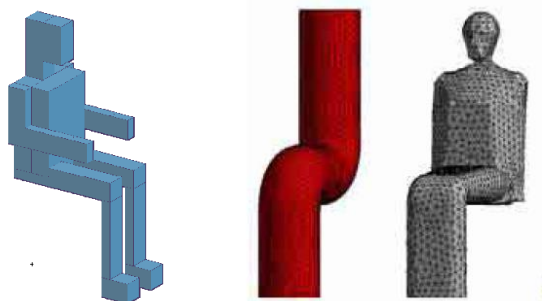
Sevilgen, 2009), kabina letadla (Mazumdar et al., 2011; Yan et al., 2009; Zhang et al., 2007) nebo nemocniční prostředí (Lewiss, 1993; Mora et al., 2001; Chao et al., 2008; Quien et al., 2006).

V posledních deseti letech došlo k velkému vývoji numerických modelů pro predikci vnitřního prostředí. Díky pokroku ve výpočetní technice je možné dělat stále složitější a náročnější modely, ať už z hlediska geometrie manekýna, nebo z hlediska nastavení okrajových podmínek. Modely jsou doplňovány o komplexní termoregulační systémy člověka, je modelováno reálné dýchání a pozornost se mimo jiné zaměřuje také na hodnocení možných přenosů škodlivin mezi osobami.

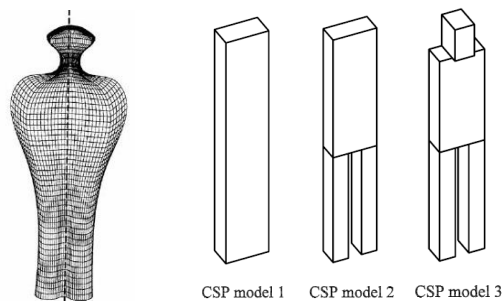
5.2 Vývoj geometrie modelu člověka

Pro modely lidského těla určených pro numerické výpočty se v literatuře můžeme setkat s několika označeními: Computer Simulated Person (CSP), Computer Thermal Manikin (CTM) a Virtual Thermal Manikin (VTM). Modely se liší jak svojí velikostí, tak i pozicí těla a komplexností geometrie. Většina CSP představuje ženu vysokou kolem 1,65 m s plochou těla v rozmezí od 1,594 m² (Sorensen a Voigt, 2003) do 1,688 m² (Murakami et al., 1995). Můžeme se ale také setkat s modelem muže. Například v práci Yanga et al. (2007) byl použit virtuální manekýn vysoký 1,8 m s plochou těla 1,83 m². Pozice CSP je většinou sedící nebo stojící, ale existují i studie zabývající se modelem ležící (spící) osoby (Bulinska et al., 2014).

První modely CSP měly formu velmi jednoduchých geometrií, jejich příklady jsou na obrázcích 10 a 11. Heinsohn (1991) jako model stojící osoby použil kvádr, stejně tak Niwa et al. (1996) pro modelování sedící osoby nebo Tjelflaat a Knott (1996) při simulaci tepelného komfortu. Dalším oblíbeným geometrickým tvarem pro model CSP je válec (Dunnet, 1994; Deevy, 2006).



Obr. 10 Zjednodušené modely sedícího manekýna
 vlevo – MANIKIN3, Nilsson (2004)
 vpravo – Deavy a Gobeau (2006)

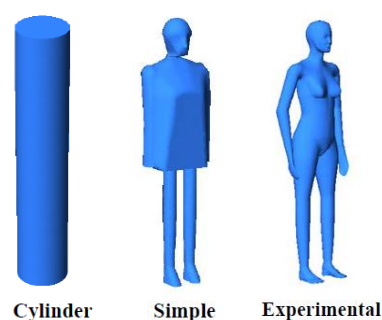
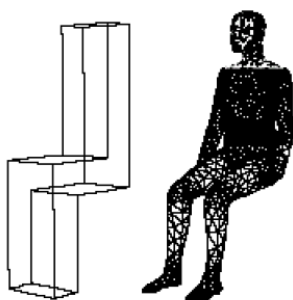


Obr. 11 Zjednodušené modely stojícího manekýna
 vlevo – Murakami et al. (1997)
 vpravo – Bjørn a Nielsen (1998), Brohus (1997)

S vývojem výpočetní techniky bylo možné modely CSP zpřesňovat až ke komplexním geometriím představující reálného člověka. Tyto modely jsou většinou získávány laserovým skenováním termálního manekýna. Mezi takovéto komplexní modely CSP patří sedící model Gao a Nia (2004), který byl použit pro studii PME s personalizovaným větráním (obr. 12) a detailní geometrie sedící ženy v práci Toppa (2002) na obr. 13. Tato geometrie byla vytvořena skenováním termálního manekýna (resp. manekýny jménem Comfortina), kterého pro svoje experimenty použili Melikov a Zhou (1999), Tanabe et al. (1994) a Melikov et al. (2002). Takto vytvořeného CSP ve své studii také použili také Sorensen a Voigt (2003), Nilsson et al. (2007a), Martinho et al. (2008) nebo Wu et al. (2012).

Vliv geometrie pomocí komplexního a zjednodušeného modelu CSP (obr. 13) na lokální a globální distribuci vzduchu (včetně konvektivního přenosu tepla) ve své studii řešil Topp et al. (2002). Zjistil, že geometrie CSP má vliv pouze v oblasti velmi blízko kolem manekýna a v určité vzdálenosti od manekýna nemá téměř žádný vliv. Pokud je výzkum zaměřen na obecný obraz proudění vzduchu, méně detailní geometrie je tedy postačující.

Deevy (2006) uvažoval tři úrovně geometrie – od jednoduchého válce po detailní lidskou geometrii (obr. 14). Zjistil, že nejvíce zjednodušená geometrie člověka nebyla schopna zachytit vlastnosti proudění blízko manekýna, jako je například rychlostní pole nad hlavou. Později Deevy et al. (2008) publikoval studii, ve které řešil vliv člověka v místnosti se zaplavovacím větráním. Pro model CSP použil variantu manekýna s realistickou geometrií jako v předchozí studii. Do výpočtu zahrnul také model radiace, což výrazně přispělo k lepší shodě s experimentálními daty.



Obr. 12 Sedící CSP pro simulaci PV (Gao a Niu, 2004)

Obr. 13 Zjednodušená a detailní geometrie (Topp, 2002)

Obr. 14 Geometrie CSP použitá ve studii Deevy (2006)

Vlasy a oblečení obvykle nejsou zahrnuty, protože jejich správný popis pro model je velmi obtížný. Modelu oblečeného virtuálního manekýna se věnoval například Yang et al. (2007). Řešil dva manekýny (nahý a oblečený) představující průměrného muže. Model byl doplněn o termoregulační model IESD-Fiala (Fiala et al., 2001).

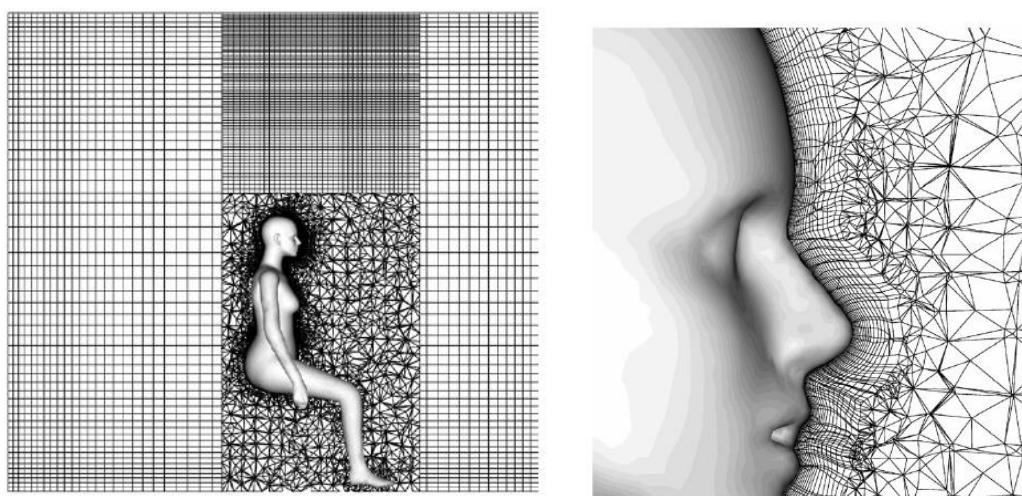
Z pohledu náročnosti na výpočetní techniku by geometrie modelu měla být co nejjednodušší. Z pohledu přesnosti modelování by měla být co nejreálnější. Můžeme se ale v literatuře setkat s výsledky, kdy zjednodušená geometrie dávala podobné výsledky jako komplexní geometrie (např. Deevy a Gobeau, 2006; Srebric et al., 2008) nebo dokonce lepší (Villi a de Carli, 2014).

5.3 Příklady výpočetních sítí

Tvorba výpočetní sítě tvoří pravděpodobně největší část samotné simulace. Stanovit vhodnou velikost buněk a dostatečně zahustit kritická místa je proces, který výrazně ovlivní výsledky a obecně nelze najít univerzální pravidlo, které by zaručilo dokonalou výpočetní síť. Aby bylo možné určit nejvhodnější síť pro výpočet, provede se studie nezávislosti výpočetní sítě (v literatuře známo jako *grid independence study*). Vytvoří se několik druhů sítí s různým počtem, velikostí nebo tvarem buněk a následně se jednotlivé výsledky porovnávají mezi sebou. Zpravidla se pro posouzení volí jedno nebo více míst v modelu, kde je předpoklad výrazných změn, například, kde se předpokládá výrazné proudění vzduchu, změna teploty a podobně. V takovém místě se vykreslí vertikální nebo horizontální profil sledované veličiny a sledují se trendy jednotlivých simulací. Většinou se lze v literatuře setkat se závěrem, kdy platí, že čím jemnější síť je, tím jsou výsledky přesnější a od určitého počtu buněk se přestávají lišit. Na základě toho lze vybrat

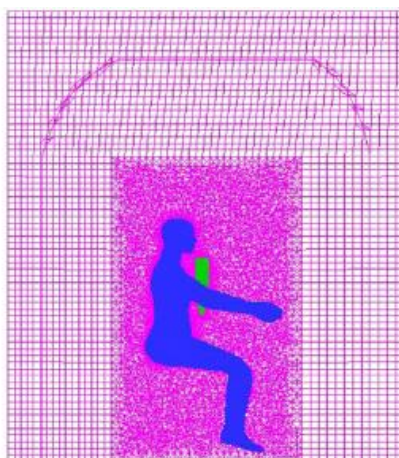
dostatečně stabilní síť a tu použít pro finální řešení. Můžeme se také setkat s přístupem, kdy se sledovaná veličina posuzuje s měřenými daty (pokud jsou k dispozici). Výsledkem je stanovení výpočetní sítě, která se nejvíce shoduje s výsledky experimentu.

V případě modelování vnitřního prostředí s osobou je často řešená místnost rozdělena do dvou částí. Jednu část tvoří kvádr kolem lidského těla, který je rozdělen pomocí nestrukturované sítě. Zbytek prostoru je potom diskretizován sítí strukturovanou. Příklad takové sítě je na obrázku 15. Na obrázku je také vidět přítomnost prismatických buněk v okolí CSP z důvodu řešení mezní vrstvy. V tomto případě Sorensen a Voigt (2003) použili 20 vrstev prismatických buněk na povrchu manekýna s počáteční výškou 0,2 mm a mírou růstu 1,13 mezi vrstvami. Dalším příkladem může být práce autorů Sideroff a Dang (2005), kteří ve svém modelu užili 12 vrstev prismatických buněk nebo studie kolektivu Yang et al. (2007). Ti zvolili počet vrstev od 3 do 10. Minimálně 5 vrstev prismatických buněk doporučil ve své práci Dygert et al. (2009).

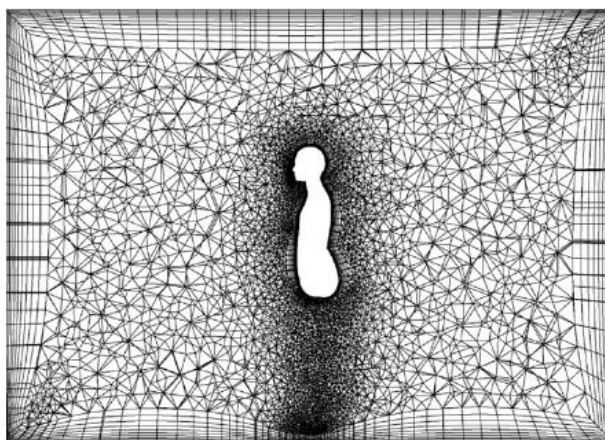


Obr. 15 Výpočetní síť (Sorensen a Voigt, 2003)

Rozdělení prostoru na dvě výpočetní části s různými sítěmi použili ve své práci také Gao a Niu (2004), jak je patrné na obrázku 16. Oproti tomu Deevy (2006) nechal počítanou oblast jednotnou s nestrukturovanou sítí a s prismatickými buňkami kolem pevných povrchů (obr. 17).



Obr. 16 Výpočetní síť (Gao a Niu, 2004)



Obr. 17 Výpočetní síť (Deevy, 2006)

Celkové množství buněk se liší v závislosti na komplexnosti geometrie a možnostech výpočetní techniky. Například Hayashi et al. (2002) diskretizoval výpočetní prostor se

zjednodušeným CSP pomocí 157 841 buněk pro stojící pozici, 188 246 buněk pro sedící pozici a 142 347 buněk pro pozici ležící. Croitoru (2011) ve své studii se zjednodušeným stojícím kvádrovým CSP použila strukturovanou výpočetní síť s přibližně 1 milionem buněk. Gao a Niu (2004) pro část obklopující detailního manekýna použili 1 588 866 tetrahedrálních buněk a pro zbytek prostoru 223 228 buněk. Pro simulaci sedícího detailního CSP vytvořili Voelker a Kornadt (2011) síť s celkovým počtem buněk 1,6 milionu. Příklad s podobnou geometrií sedícího manekýna řešili Wu et al. (2012) s výpočetní sítí se 2,7 miliony buněk. Téměř dvojnásobný počet buněk (cca 4,8 milionu) měla síť v práci Seo et al. (2013). Yang et al. (2007) zkoumal tři sítě pro detailní geometrii člověka s celkovým počtem elementů 351 000, 964 000 a 2 500 000. Více sítí užili také Sideroff a Dang (2008), kteří modelovali stojícího detailního manekýna. Jejich výpočetní sítě měly 1,14 mil., 3,19 mil., 4,48 mil. a 6,8 mil. buněk.

Ukazatelem vhodně zvolené hrubosti sítě může být hodnota y^+ , na což poukázali Gao a Niu (2004). Uvedli, že pokud je síť kolem lidského těla hrubá, dochází k rozdílům ve výsledcích pro střední součinitel přestupu tepla konvekcí. Jejich doporučení je držet hodnotu y^+ blízko lidského těla menší než 1. Této hodnoty dosáhl také Topp et al. (2002) a Sorensen a Voigt (2003). Hodnota y^+ v práci Deevy a Gobeau (2006) byla v rozmezí 0,15 – 6. Dygert et al. (2009) doporučil, že by hodnota y^+ měla být menší než 3. Nutno ovšem zdůraznit, že hodnota y^+ závisí na způsobu řešení mezní vrstvy. Hodnota y^+ menší než 1 by měla být dosažena v případě výpočtu přes celou mezní vrstvu. Pokud se užije stěnová funkce, hodnota y^+ bude vyšší. Například při užití standardní stěnové funkce by y^+ mělo být v rozmezí 30 až 300.

5.4 Okrajové podmínky

5.4.1 Řešení sdílení tepla

Pro řešení sdílení tepla člověka s okolím jsou obvykle aplikovány dvě metody: povrchová teplota těla nebo povrchový tepelný tok. Teplota povrchu těla se v numerických studiích mírně liší: 31 °C (Sorensen a Voigt, 2003), 32 °C (Russo a Khalifa, 2011), 33,7 °C (Murakami et al., 1999) nebo 34 °C (Nilsson et al., 2007a). Velikost tepelného toku se mění v závislosti na velikosti povrchu těla CSP a také, uvažuje-li se při výpočtu s radiací. Jako příklad pro tepelný tok konvekcí lze uvést hodnoty 20 W/m² (Hayashi et al., 2002), 22,3 W/m² (Zhu et al., 2005) a 25 W/m² (Brohus a Nielsen, 1996a). Pro celkový tepelný tok jsou hodnoty dvojnásobné, například 51,6 W/m² (Ito et al., 2015) nebo 53,5 W/m² (Villi a de Carli, 2014). Podle ASHRAE (2013) je celková tepelná produkce člověka v klidu 58 W/m², což odpovídá přibližně 100 wattům.

5.4.2 Součinitel přestupu tepla konvekcí a radiací

Predikce sdílení tepla a tepelného komfortu člověka vyžaduje správné řešení součinitele přestupu tepla radiací a konvekcí každé tělesné části. Důležité je to především v úlohách s personalizovaným větráním, neboť lidské tělo je vystaveno velmi asymetrickému a neizotermnímu prostředí. Díky tomu se také lokální sdílení tepla pro jednotlivé části těla výrazně liší. Experimentální výzkum těchto koeficientů provedl de Dear et al. (1997). Měření proběhlo s nahým termálním manekýnem ($\epsilon = 0,95$) se 16 segmenty. Byly řešeny dvě pozice – stojící a sedící. Test byl proveden ve větrném tunelu s rychlostmi proudění vzduchu od stojatého vzduchu do 5 m/s a s osmi různými úhly směru proudění. Součinitel přestupu tepla radiací měřený pro celé tělo byl 4,5 W/(m².K) pro obě pozice těla. Celkový součinitel přestupu tepla konvekcí se nacházel v rozmezí hodnot 3,4 W/(m².K) pro sedící a 3,3 W/(m².K) pro stojící pozici.

Numerickou studii s výpočtem obou koeficientů uvedli Sorensen a Voigt (2003) pro detailního sedícího manekýna nebo Kilic a Sevilgen (2008) pro pozici stojícího manekýna. Příklady hodnot pro součinitele přestupu tepla konvekcí a radiací pro jednotlivé části těla jsou uvedeny v tabulkách 6 a 7.

Tab. 6 Přehled hodnot pro součinitel přestupu tepla radiací h_r [$W/(m^2.K)$]

Součinitel přestupu tepla radiací h_r [$W/(m^2.K)$]				
	Sedící model		Stojící model	
	Experiment de Dear et al. (1997)	Numerický model Sorensen a Voigt (2003)	Experiment de Dear et al. (1997)	Numerický model Kilic a Sevilgen (2008)
Noha (foot)	4,2	5,36	3,9	4,49
Noha horní (leg)	5,4	5,12	5,3	4,5
Stehno (thigh)	4,6	4,61	4,3	4,61
Pelvic region	4,8	5,01	4,2	4,62
Hlava (head)	3,9	5,22	4,1	4,56
Ruce (hand)	3,9	4,12	4,1	4,59
Paže (forearm)	5,2	4,3	4,9	4,7
Rameno (shoulder)	4,8	4,63	5,2	4,57
Hrud' (chest)	3,4	4,73	4,5	4,61
Záda (back)	4,6	5,07	4,4	4,64
Celé tělo	4,5	4,83	4,5	4,59

Tab. 7 Přehled hodnot pro součinitel přestupu tepla konvekcí h_c [$W/(m^2.K)$]

Součinitel přestupu tepla konvekcí h_c [$W/(m^2.K)$]						
	Sedící model				Stojící model	
	Experiment de Dear et al. (1997)	Experiment Silva a Coelho (2002)	Experiment Yang et al (2002)	Numerický model Sorensen a Voigt (2003)	Experiment de Dear et al. (1997)	Experiment Oliveira et al. (2006)
Noha (foot)	4,2	6,2	5,6	4,66	5,1	4,4
Noha horní (leg)	4	5,7	6,2	3,04	4,1	3,4
Stehno (thigh)	3,7	4,4	3,9	3,18	4,1	3,9
Pelvic region	2,8	3,4	3,1	2,8	3,4	2,8
Hlava (head)	3,7	0,6	6,2	3,62	3,6	4,3
Ruce (hand)	4,5	4,4	5,9	4,5	4,1	5,3
Paže (forearm)	3,8	6	6,3	3,82	3,7	3,7
Rameno (shoulder)	3,4	4,6	5,9	2,71	2,9	3,2
Hrud' (chest)	3	2,7	3,8	2,38	3	2,3
Záda (back)	2,6	2,1	2,4	2,23	2,9	2,8
Celé tělo	3,3	3,9	4,4	3,13	3,4	3,5

Jak vyplývá z tabulky, v literatuře najdeme poměrně velké rozdíly pro součinitel přestupu tepla konvekcí h_c , protože přestup tepla konvekcí z lidského těla do okolí je ovlivněn rychlostí a směrem proudění vzduchu a intenzitou turbulence. Ruce a nohy mají větší h_c , protože jsou vystaveny studenému stoupajícímu proudu, kdy stoupající konvektivní proud kolem povrchu

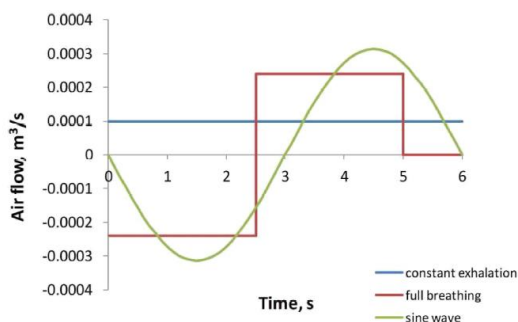
manekýna není ještě plně rozvinut. Hodnota pro součinitel přestupu tepla konvekcí se nejčastěji pohybuje v rozmezí 3,5 až 3,7 W/(m².K). Pro součinitel přestupu tepla radiací h_r je široce uznávaná hodnota 4,7 W/(m².K) a užívá se jako referenční hodnota pro posuzování výsledků.

5.4.3 Modelování dýchání

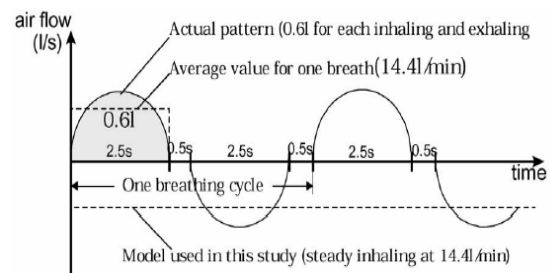
Většina modelů dýchání vychází z práce Gupty et al. (2010) a Hylgaard (1994), tj. že osoba sedící (popřípadě vykonávající lehkou činnost) vydechuje 6 l/min vzduchu s frekvencí 10 nádechů za minutu o teplotě 34 °C a 95 % RH, a že jeden dýchací cyklus trvá 6 s (2,5 s nádech, 2,5 s výdech, 1 s pauza) – viz kapitola 3.2. V simulování člověka ve vnitřním prostředí jsou známy tři přístupy modelování dýchání:

- model s konstantním výdechem;
- sinusoidní dýchací model;
- model s plným dýchacím cyklem (nádech, výdech, pauza).

Na obrázku 18 je srovnání těchto třech modelů. Pauza trávající 1 sekundu v některých přístupech bývá rozdělena mezi nádech a výdech (obr. 19). Model s konstantním výdechem je velmi často používán, neboť je jednoduchý pro zadání okrajových podmínek i pro samotný výpočet. Užil ho například Hayashi et al. (2002), protože předpokládal, že množství vydechovaného vzduchu je příliš malé na to, aby mělo vliv na proudění v blízkosti osoby. Pro svůj model použil hodnotu objemového průtoku 14,4 l/min, frekvenci dýchání 10x za minutu o objemu 0,6 l a plochou úst 3,4 cm². Stejně dýchací proces řešili Gao a Niu (2004 a 2006), s plochou nosních dírek 1,5 cm² a plochou úst 2,5 cm².

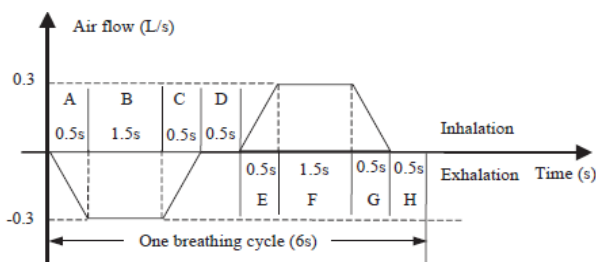


Obr. 18 Srovnání třech nejvíce používaných modelů dýchání (Bulinska a Bulinski, 2015)

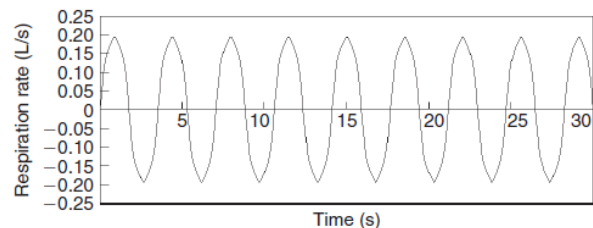


Obr. 19 Model dýchání ze studie Hayashi et al. (2002)

Stejně hodnoty použil také Zhu et al. (2005), který navíc analyzoval dýchací oblast také s modelem reálného dýchání (obr. 20). Dýchání probíhalo nosem s plochou 4,2 cm². Výpočet byl zahájen analýzou bez dýchání (pro dosažení vyvinutého proudění a teplotního pole), poté byl do výpočtu zahrnut také dýchací cyklus.



Obr. 20 Model realistického dýchání ze studie Zhu et al. (2005) a Murakami (2002)



Obr. 21 Sinusoidní křivka dýchání podle Gao a Niu (2006)

Nicméně model dýchání může mít velký vliv na přesnost numerického výpočtu, obzvláště pokud se simulace zaměřuje na šíření škodlivin a kvalitu vdechovaného vzduchu. Často se můžeme setkat, že se řeší více stavů dýchacího modelu, jako například Russo a Khalifa (2011). Ti pro svůj model vytvořili nosní dírky manekýna jako kruhové otvory ($38,5 \text{ mm}^2$) a řešili ustálený stav bez dýchání, dýchání s konstantním výdechem a plný dýchací cyklus. Stejně tak i Bulinska et al. (2014) řešila dýchání modelem s konstantním výdechem a celý dýchací cyklus ústy o rozměrech $1,3 \text{ cm}^2$ ($1,3 \times 1 \text{ cm}$) s parametry vydechovaného vzduchu podle Hyltdgaarda (1994). V literatuře najdeme také studie zabývající se mimo běžné dýchání také kašláním nebo mluvením (např. Gupta et al., 2010; Gao a Niu, 2006; Licina et al., 2014a).

5.4.4 Termoregulační model

Ve většině případů je možné tepelné ztráty člověka modelovat užitím okrajové podmínky na povrchu těla (teplota povrchu, tepelný tok). Pokud je cílem modelování šíření škodlivin nebo kvalita vzduchu v PME, vyvstává otázka, zda je nutné zahrnout přesné tepelné okrajové podmínky na povrchu CSP jako je termoregulační model člověka, nebo jestli je konstantní teplotní model na povrchu CSP dostačující. Sideroff a Dang (2008) zjistili, že proudění v PME je poměrně necitlivé na změny teplot na povrchu CSP v případě, že je teplota povrchu těla konstantní. Z tohoto důvodu provedli CFD simulaci se základním CSP s rozdílnou distribucí teploty na povrchu CSP, který rozdělili do čtyř oblastí s rozdílnou teplotou: nohy (29°C), stehna ($30,5^\circ\text{C}$), torso a ruce (33°C), krk a hlava 35°C (průměrná vážená teplota $31,5^\circ\text{C}$). Tyto teploty odpovídají rozložení teplot sedícího člověka při teplotě okolí 23°C .

Termoregulační model nebývá standardní součástí CFD programů. Do prostředí ANSYS Fluent ho lze zapojit pomocí uživatelsky definované funkce (UDF). V principu proces funguje tak, že na začátku výpočtu jsou zadány okrajové podmínky na povrchu CSP (metabolická produkce, počáteční povrchová teplota), díky kterým hledá řešitel ustálený stav. Když je dosaženo konvergence, do termoregulačního modelu jsou vráceny informace o proudění v místnosti (teplota, rychlost proudění vzduchu, vlhkost) a pro každou část těla. Model pak tato data užije pro předpověď „*body's responses*“ a produkuje nový soubor s okrajovými podmínkami. Výstupem je potom povrchová teplota, tepelný tok a ztráty pocením. Tento přístup ale nedoporučují Voelker a Kornadt (2011) pro jeho numerickou stabilitu. Během let bylo vyvinuto několik termoregulačních modelů, jedná se například o:

- dvouuzlový termoregulační model (Gagge et al. 1971) – nejjednodušší model, kdy je tělo rozděleno do dvou částí nebo do dvou uzlů (nodes): kůže a jádro (core), který zahrnuje svaly, tuk, vnitřní orgány atd. Jádro je hlavní část představující 85-90 % tělesné váhy. Teplota každého uzlu je uvažována uniformní.
- Stolwijkův 25 uzlový termoregulační model (Stolwijk a Hardy, 1966) – byl vyvinut pro účely NASA Apollo programu k vytvoření matematického modelu, který může predikovat tepelnou reakci astronautů. Jedná se o základní koncept pro mnoho současných víceuzlových modelů. Je založen na šesti segmentech (hlava, torso, ruce, paže, nohy a plošky nohou). Každý z nich se skládá ze čtyř vrstev (jádro, svaly, tuk, pokožka). Model zahrnuje krevní řečiště (bez rozlišení tepen a žil) má konstantní teplotu a je propojeno se všemi uzly. Teplo z krevních uzlů se vyměňuje vrstvami pouze konvekcí a vrstvy tkáně pouze vedením.

- Fiala model (Fiala et al. 1999, 2001) – tento dynamický model obsahuje dva vzájemně související systémy termoregulace: řídicí (aktivní) systém a řízený (pasivní) systém. Pasivní systém představuje detailní lidské tělo s přenosy tepla jak uvnitř, tak na povrchu těla. Aktivní systém pak simuluje reakce lidského termoregulačního systému.
- Berkeley termoregulační model (Huizenga et al., 2001) je založený na Stolwijkově 25 uzlovém modelu lidské tepelné regulace. Umožňuje neomezený počet tělesných segmentů o různých teplotách. Model navíc umožňuje popsat různé tělesné rozdíly, jako je výška, váha, pohlaví atd.
- 65 uzlový termoregulační model vyvinul se svým týmem Tanabe (2002) na základě Stolwijkova modelu. Představuje průměrného člověka a je schopen předpovědět změnu fyziologických podmínek pro různé části těla.

5.4.5 Modelování šíření škodlivin

V případě modelování škodlivin a jejich šíření je nutné dodržet co nejpřesnější geometrii. Upozornil na to například Topp et al. (2002) nebo Brohus (1997). Ten ve své studii hodnotil osobní expozici škodlivinám s modelem člověka zkonstruovaným z obdélníkových tvarů (obr. 11 na str. 39). Výsledky posoudil s experimentem se stojícím manekýnem (Brohus a Nielsen, 1996b) a ukázalo se, že koncentrace škodlivin v dýchací zóně se výrazně liší s geometrií modelu manekýna.

Dalším příkladem může být CFD simulace šíření škodlivin mezi dvěma osobami, kterou provedli Bjørn a Nielsen (1998). Pro model použili zjednodušeného manekýna (kvádr) a „detailního“ manekýna, který měl nohy a hlavu (obr. 11 na str. 39). Oba manekýni měli ústa pro simulaci dýchání. Výsledky ukázaly, že osobní vystavení škodlivinám je velmi citlivé k parametrům, jako je konvektivní tepelná ztráta, velikost plochy úst a objemový průtok dýchání. Dále bylo patrné, že vydechovaný proud vzduchu nemusí pokaždé následovat konvektivní proudění kolem osoby, ale je schopný vniknout do dýchací zóny osoby stojící poblíž.

Gao a Niu (2006) modelovali přítomnost dvou sedících osob proti sobě. Osoby byly od sebe vzdálené 1,2 m, jedna jako zdroj a druhá byla zdroji vystavena. Zjistili, že díky poměrně malému objemovému množství vzduchu při dýchání nemá nadechovací a vydechovací proces téměř žádný vliv na obraz proudění vzduchu v místnosti. Tedy, že vystavení člověka vydechovanému vzduchu normální respirací jiného člověka je minimální (v případě zaplavovacího větrání); procento znovuvdechovaného vydechnutého vzduchu je 10 % (dýchání nosem) a 0 % (dýchání ústy); a pokud sedí dvě osoby tváří proti sobě, mohou se navzájem nakazit díky dlouhé vzdálenosti přenosu kýchnutého vzduchu (ale toto vystavení je vysoce směrové).

Bulinska a Bulinski (2015) modelovali ležící osobu ve tvaru kvádrů a šíření koncentrace CO₂ v místnosti s oknem s mikroventilací a topným radiátorem. Zjistili, že prostorová distribuce CO₂ je jen mírně ovlivněná dýchacím modelem v simulaci, rozdíly jsou patrné pouze v blízkosti úst. Z toho vyplývá, že zjednodušený model dýchání je dostačující v případě modelování prostorové distribuce. Dále uvedli, že zapnutý radiátor vytvářel konvektivní proud vzduchu, který ovlivňoval rozložení CO₂ v místnosti.

5.5 Výpočet

5.5.1 Volba modelu turbulence

Většina případů proudění vzduchu kolem lidského těla se nachází v turbulentní nebo přechodové oblasti, tj. mezi laminárním a turbulentním prouděním, z důvodu vyskytující se

oblasti s velmi nízkou rychlostí proudění. Navíc teplo uvolňující se z manekýna způsobuje konvektivní tepelné proudění nad jeho hlavou, což také vede k rozvrstvení teplotního proudění. Nejvíce používaným modelem turbulence je dvourovnicový $k-\varepsilon$ model turbulence založený na Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) modelu, ačkoliv není vhodný pro případy s nízkým Reynoldsovým číslem. Proto je třeba věnovat zvláštní pozornost modelování proudění v okolí povrchů pro správné řešení mezní vrstvy.

Murakami et al. (1995) ve své studii upozornil, že pokud není použita žádná stěnová funkce pro standardní $k-\varepsilon$ model turbulence, jediná možnost jak spočítat konvektivní přestup tepla je použitím *Low-Reynolds Number* $k-\varepsilon$ modelu s lokálně zjemněnou sítí. Nicméně při užití tohoto modelu turbulence s přesným geometrickým modelem lidského těla je velmi obtížné dosáhnout konvergence, právě díky velmi jemné síti (Voigt, 2001). *Low-Re Number* $k-\varepsilon$ model užíli ve své práci také Zhu et al. (2005) nebo Voelker a Kornadt (2011). Obecně lze říci, že modely skupiny $k-\varepsilon$ fungují velmi dobře, pokud je mezní vrstva řešená bez stěnové funkce, pomocí tzv. *enhanced wall treatment* (Nielsen et al., 2003; Khalifa et al., 2008; Sideroff a Dang, 2008). *Standard* $k-\varepsilon$ model turbulence ve své studii použili například Hayashi et al. (2002), Gao a Niu (2004) a Gao et al. (2007). *RNG* $k-\varepsilon$ model turbulence užíli Hyun a Kleinstreuer (2001), Bulinska et al. (2014), Nilsson a Holmér (2003), Gao a Niu (2006) nebo Khalifa et al. (2006).

Dalším poměrně hojně používaným modelem je *SST* $k-\omega$ model turbulence (Deevy et al., 2008; Ito et al., 2015; Martinho et al., 2008; Yang et al., 2007). Při simulování proudění kolem člověka se můžeme setkat také s v^2-f modelem turbulence (Sideroff a Dang, 2005, 2008; Voelker a Kornadt, 2011) nebo s Large Eddy Simulation (LES) modelem (Kasahara et al., 2004; Sideroff a Dang, 2008), který ale vyžaduje dlouhý výpočetní čas.

Někteří výše zmínění autoři se zaměřili ve svých studiích na porovnání více modelů turbulence. Například Deevy a Gobeau (2006) testovali dva modely turbulence: standardní $k-\varepsilon$ model a $k-\omega$ *SST* model. V oblastech blízko manekýna a u stěn zaznamenali rozdíly ve výsledcích kinetické energie. Pro další výpočty užíli $k-\omega$ *SST* model právě z důvodu lepšího řešení v oblasti stěn a také proto, že dával lepší výsledky v přenosu tepla. Sideroff a Dang (2005), ve své studii porovnávali standardní $k-\varepsilon$ model turbulence bez užití stěnové funkce s modelem turbulence v^2-f . Z výsledků bylo patrné, že teplotní konvektivní proudění kolem povrchu manekýna je mnohem tenčí u řešení s v^2-f modelem, a rychlosti proudění vzduchu nad hlavou CSP jsou pro model v^2-f vyšší (0,35 m/s) než u modelu *Standard* $k-\varepsilon$ (0,2 m/s). Porovnáním modelů turbulence *Low-Reynolds* $k-\varepsilon$, *SST* $k-\omega$ a v^2-f se zabývali také Voelker a Kornadt (2011) při simulování proudění kolem sedícího člověka. Výsledky porovnali s laboratorním měřením v experimentální komoře a zjistili, že model $k-\omega$ se nejvíce přiblížil měření.

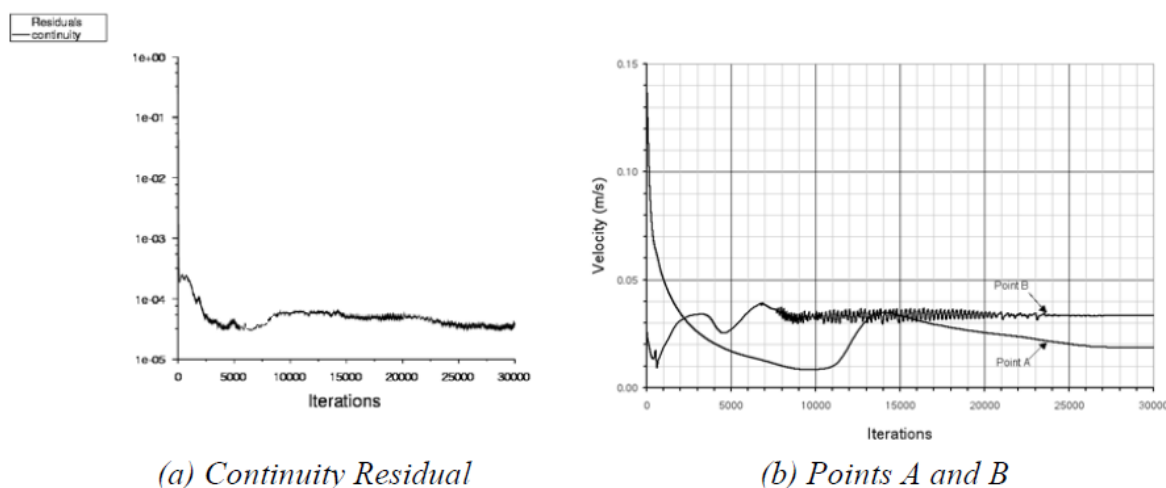
5.5.2 Volba modelu radiace

Radiace sama o sobě je poměrně složitý fyzikální děj a její řešení není jednoduché. V numerických simulacích se pro její řešení užívají modely radiace, které byly představeny v kapitole 4.6. Jejich užití ovšem zvyšuje nároky na velikost výpočetní paměti a výrazně prodlužuje čas výpočtu. Z tohoto důvodu není příliš často v modelech implementován. Na druhou stranu radiace se výrazně podílí na tepelných přenosech, tudíž by zahrnuta být měla. To například tvrdí Deevy a Gobeau (2006), kteří ve své studii použili *Discrete transfer model*, stejně jako o dva roky později Deevy et al. (2008). Dále uvedli, že tento model radiace je dostačující pro většinu aplikací, ačkoliv užití více výpočetně náročnějšího přístupu *Monte Carlo* může zlepšit výsledky při modelování prostředí s komplexní geometrií člověka. Tuto metodu zvolili ve své práci například

Ito et al. (2015) a Murakami et al. (2000). Model radiace *Surface-2-Surface* je velmi často používán, užívali ve své práci například Kilic a Sevilgen (2008), Croitoru (2011), Ruzic a Bikic (2014), Sorensen (2002) a Sorensen a Voigt (2003). Ve většině případů modelování radiace z povrchu manekýna je obvykle uváděna emisivita těla kolem hodnoty 0,95.

5.5.3 Konvergence výpočtu

Programy umožňující CFD modelování užívají pro sledování konvergence transportních rovnic průměrné rezidua. Samotné sledování reziduálů nemusí být dobrým indikátorem konvergence, protože průměrování reziduí může skrýt oblasti, kde mohou být lokální rezidua o několik řádů vyšší. Sideroff a Dang (2005) ve své studii uvádějí, že spolu s rezidui by měla být sledována velikost rychlosti v dobře vybraném místě, čímž se získá lepší přehled o dosažené konvergenci. K potvrzení konvergence Sideroff a Dang umístili do místnosti dva monitorující body – bod A v oblasti nad hlavou manekýna a bod B umístěný v recirkulujícím proudu vzduchu za stojícím manekýnem. Obrázek 22 ukazuje velmi rozdílné chování konvergence v monitorovacích bodech během iteračního procesu. Rychlost v bodě A se přestala měnit kolem 9000 iterace, a pokud by byl sledován pouze tento bod, zkonvergované řešení by mohlo být špatně vyhodnoceno. V 10000 iteraci rychlost znovu rostla a vyžadovala dalších 16000 iterací ke zkonvergování. Rychlost v bodě B nedosáhla ustáleného stavu pod 26000 iterací.



Obr. 22 Historie konvergence (Sideroff a Dang, 2005)

5.6 Validace a verifikace

Výsledky simulace je nutné ověřit, nejlépe pomocí naměřených dat získaných experimentem. Protože není možné a ani efektivní každou úlohu řešit také experimentálně, lze model validovat na základě podobné úlohy nebo pomocí tzv. *benchmark testů*. Ty představují soubor okrajových podmínek a výsledných dat potřebných veličin, podle kterého lze úlohu ověřit. V problematice simulování vnitřního prostředí existuje několik takovýchto benchmark testů. Nejznámější a také nejvíce používaný je benchmark testy navržené profesorem Nielsenem z Aalborg University v Dánsku. Jedná se o:

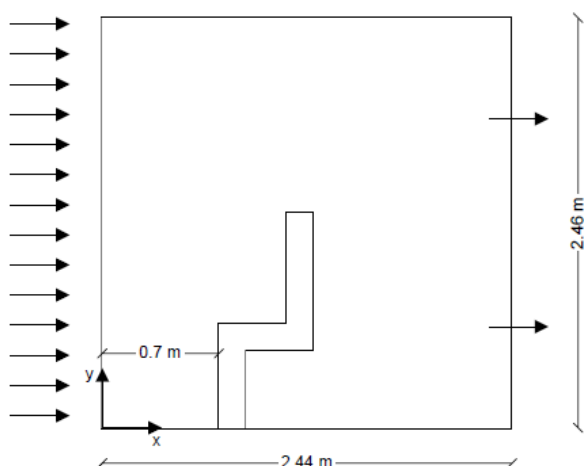
- **Případ se směšovacím větráním** (Mixing ventilation test case): sedící osoba v místnosti se směšovacím větráním, kde měření bylo získáno v experimentu konaném na Aalborg University pod vedením profesora Nielsen (Nielsen et al., 2003);

- **Případ se zaplavovacím větráním** (Displacement ventilation test case): stojící osoba v místnosti se zaplavovacím větráním, měření tohoto experimentu bylo provedeno na University of Tokyo a Keio University v Japonsku (Kato, 2005);
- **Případ se směšovacím a personalizovaným větráním** (Displacement ventilation with Personalised Ventilation): sedící osoba v místnosti se systémem zaplavovacího větrání spolu s personalizovaným větráním, měření provedli Khalifa et al. (2008).

Na webových stránkách <https://www.cfd-benchmarks.com/> jsou ke stažení naměřené výsledky ze všech tří experimentů provedených podle předepsaných benchmark testů.

5.6.1 Případ se směšovacím větráním

Případ se směšovacím větráním představuje sedícího manekýna v jednosměrném poli proudění, které je simulováno jako horizontální proudění ve větrném tunelu o šířce 1,2 m. Cílem směšovacího větrání je mixovat škodliviny v celém prostoru a tím tak redukovat jejich koncentraci. Termální manekýn je umístěn v boxu o rozměrech 2,44 x 2,46 x 1,2 m (obr. 23) a sedí ve vzdálenosti 0,7 m od přívodu vzduchu. Okrajové podmínky jsou stanoveny pro konstantní teplotu přiváděného vzduchu 22 °C a tři případy rychlosti proudění vzduchu (0,05 m/s, 0,20 m/s a 0,05 m/s). Pro CSP je předepsána tepelná zátěž 76 W (při uvažování radiace), nebo 38 W (v případě zahrnutí pouze konvekce).



Obr. 23 Schéma pro případ se směšovacím větráním (Nielsen et al., 2003)

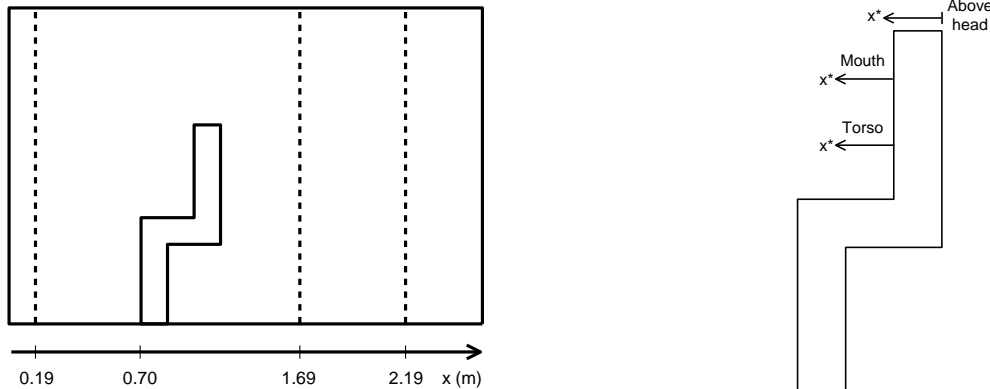


Obr. 24 Termální manekýn použitý pro případ se směšovacím větráním (Nielsen et al., 2003)

Měřena byla rychlost proudění vzduchu ve třech vertikálních a třech horizontálních rovinách znázorněných na obrázku 25). Benchmark test dále uvádí doporučený report výsledků. Jedná se o:

- vertikální profily rychlostí proudění vzduchu [m/s] v rovinách: $x = 0,19$ m, $x = 0,69$ m, $x = 1,19$ m, $x = 1,69$ m, $x = 2,19$ m;
- tři horizontální profily blízko manekýna: 25 mm nad hlavou, uprostřed úst, 158 mm nad úrovní nohou;
- gradient koncentrace [kg/kg] v rovinách: $x = 0,19$ m, $x = 0,69$ m, $x = 1,19$ m, $x = 1,69$ m, $x = 2,19$ m;
- horizontální profil koncentrace [kg/kg] uprostřed úst a vdechovaná koncentrace;

- průměrný koeficient přestupu tepla konvekcí [$W/(m^2 \cdot ^\circ C)$]
- v případě zahrnutí radiace, by měly být reportovány plochy jednotlivých částí těla a velikost a množství tepla uvolňovaného konvekcí a radiací [W/m^2].

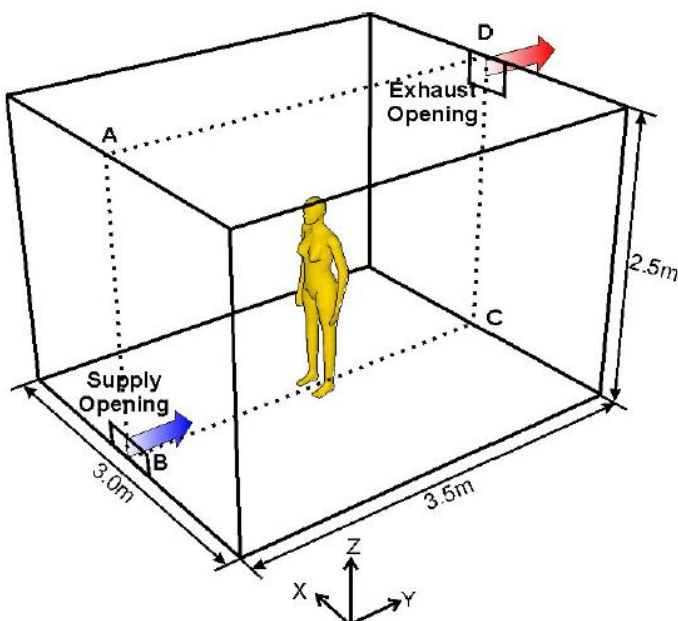


Obr. 25 Vertikální (vlevo) a horizontální (vpravo) roviny pro měření rychlosti proudění vzduchu (Nielsen et al., 2003)

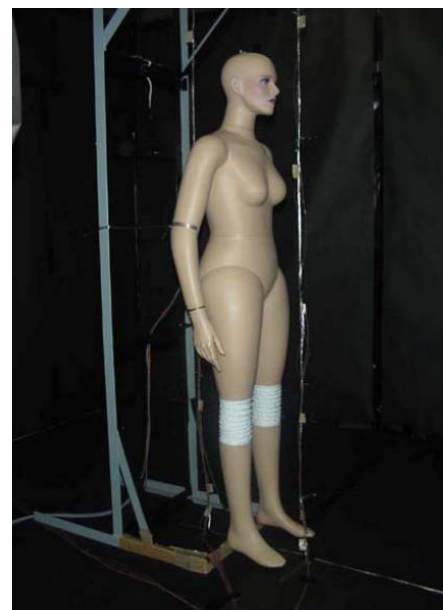
5.6.2 Příklad se zaplavovacím větráním

Na obrázku 26 je schéma experimentu pro případ benchmark testu se zaplavovacím větráním. Obecně lze zaplavovací větrání popsat jako přivádění chladného vzduchu do spodní části místnosti, kde vnitřní tepelný zdroj způsobuje stoupání chladného vzduchu. Toto stoupající proudění může např. z podlahy přenášet škodliviny do dýchací zóny.

V tomto případě čistý vzduch vstupuje do místnosti o velikosti 2,5 x 3 x 2,5 m. Přívodní otvor je umístěn u podlahy v přední stěně a má rozměry 0,2 x 0,4 m. Uprostřed místnosti stojí termální manekýn tváří k přívodnímu prvku vzduchu. Je umístěn 5 cm nad podlahou, aby bylo vyloučeno jeho tepelné vedení na podlahu.



Obr. 26 Schéma benchmark testu se zaplavovacím větráním (Nielsen et al., 2003; Kato, 2005)



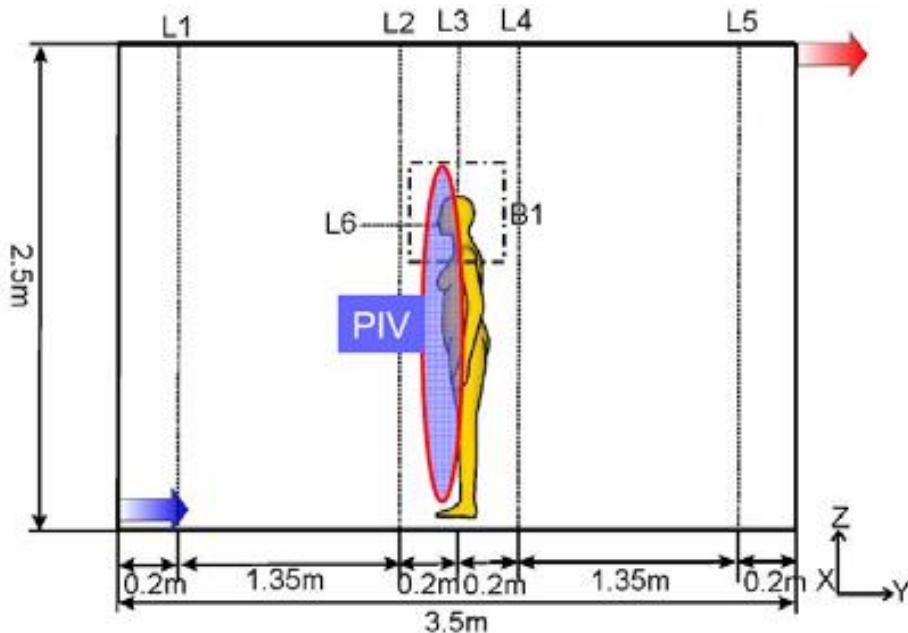
Obr. 27 Termální manekýn použitý pro případ se zaplavovacím větráním (Kato, 2005)

Experiment podle benchmark testu provedl profesor Kato (2005). Byly zde ovšem drobné rozdíly v okrajových podmínkách na přívodu vzduchu – teplota přiváděného vzduchu 21,8 °C s průměrnou rychlostí 0,182 m/s místo 22 °C a rychlosti 0,2 m/s a u odvodu vzduchu, který měl jinou velikost, a to 0,3 x 0,3 m. Vliv změn na přívodu testoval Deevy (2006) a ukázal, že rozdíly měly malý vliv na výsledky. Okrajové podmínky shrnuje tabulka 8.

Tab. 8 Okrajové podmínky pro Displacement ventilation test case (* experiment Kato (2005))

Rychlost proudění vzduchu na přívodu	0,2 m/s (průtok vzduchu 0,016 m ³ /s) (0,182 m/s)*
Teplota přivodního vzduchu	22 °C (21,8 °C)*
Intensita turbulence přivodního vzduchu	30 % (40 %)*
Délkové měřítko turbulence přivodního vzduchu	0,1 m
Koncentrace škodliviny na povrchu podlahy	0,001 kg/m ³
Hustota škodliviny na podlaze	1,2 kg/m ³
Tepelný tok z CSP	76 W při užití modelu radiace, jinak 38 W
Tepelný tok ze stěn	0 W (adiabatické)
Rozměr přivodního prvku	0,2 x 0,4 m
Rozměr odvodního prvku	0,2 x 0,4 m (0,3 x 0,3)*

V rámci experimentu byla měřena rychlost proudění vzduchu a teplota vzduchu ve čtyřech vertikálních rovinách v několika výškových úrovních. Jedná se o roviny L1, L2, L4 a L5 zobrazené na obrázku 28. Dále pomocí PIV technologie měřili pole proudění kolem manekýna – nad jeho hlavou (rovina L3), před ústy (rovina L6), u hrudníku, v oblasti břicha (L7) a u nohou (L8). Ve výsledcích také uvedli povrchové teploty jednotlivých částí termálního manekýna. Data z PIV měření u hrudníku bohužel nejsou dostupná.



Obr. 28 Schéma míst měření (Yang et al., 2007)

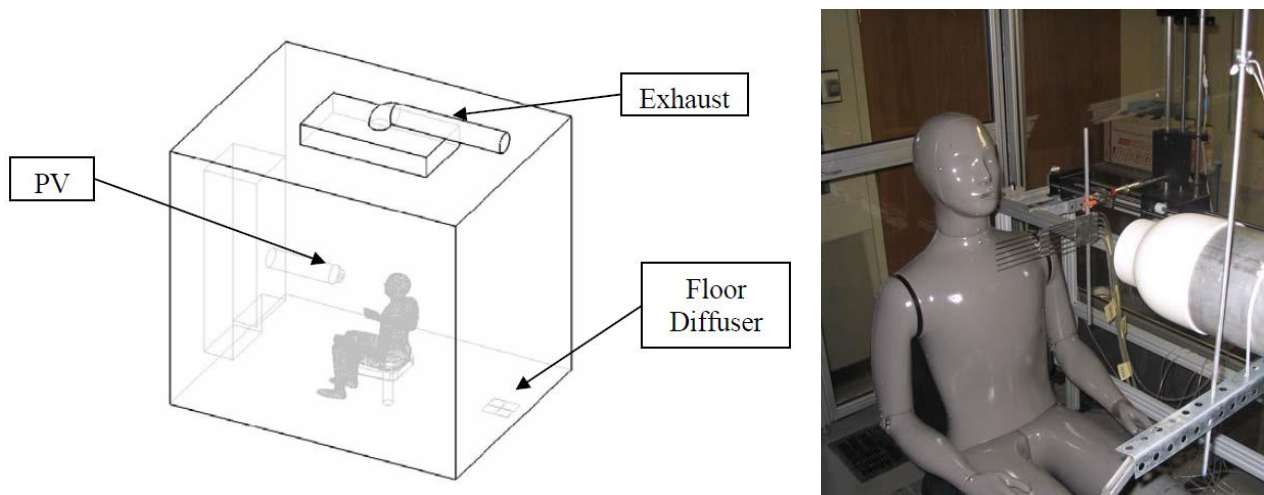
Doporučený report výsledků podle benchmark testu je:

- vertikální rychlost proudění vzduchu [m/s], koncentrace škodlivin [kg/kg], teplota [°C] v rovinách L1, L2, L4 a L5;
- jedna vertikální rychlost proudění vzduchu [m/s] a teplota [°C] nad hlavou (L3);

- jedna horizontální rychlost proudění vzduchu [m/s], koncentrace škodlivin [kg/kg] a teplota [°C] před ústy (L6);
- vdechovaná koncentrace škodlivin [kg/kg];
- průměrný součinitel přestupu tepla konvekcí [$W/m^2 \cdot ^\circ C$];
- jestliže je simulována kombinace proudění vzduchu a radiace, pak má být reportována plocha každého regionu [m^2] a množství tepla uvolňovaného konvekcí a radiací [W/m^2].

5.6.3 Příklad se zaplavovacím a personalizovaným větráním

Poslední ze tří benchmark testů představuje kombinaci zaplavovacího systému větrání spolu s personalizovaným větráním. Na obrázku 29 je schéma experimentu. Jedná se o sedícího termálního manekýna v komoře o rozměrech 2 m x 2,6 m x 2,5 m. Do prostoru je přiváděno 18,9 l/s (60 m³/h) množství vzduchu o teplotě 20,5 °C. Proti tváři manekýna je umístěn prvek pro personalizované větrání, kterým je přiváděno 2,4 l/s (8,6 m³/h) vzduchu s teplotou 23,5 °C. V oblasti dýchací zóny byla měřena koncentrace značkovacího plynu. Pro report výsledků je doporučeno uvádět vertikální profil koncentrace ve vzdálenosti 1 cm a 2,5 cm od nosu manekýna.



Obr. 29 Schéma experimentu pro benchmark test kombinující zaplavovací a personalizované větrání, vpravo termální manekýn použitý při měření (Khalifa et al., 2008)

5.7 Shrnutí CFD modelování vnitřního prostředí

Na základě literárního přehledu vyplývá, že detailní reprezentování lidského těla je nezbytné, pokud vyšetřujeme bezprostřední okolí člověka, např. kvalitu vdechovaného vzduchu, tepelný komfort nebo expozici škodlivin. V případě, že nás bude zajímat celkový obraz proudění vzduchu a teplotního pole, je dostačující zjednodušená geometrie. Nicméně i jednoduchý model člověka by měl mít nohy, neboť mezera mezi nimi hraje velkou roli při proudění vzduchu místností. Pozornost je třeba věnovat výpočetní síti a způsobu řešení mezní vrstvy. V případě, že není užitá stěnová funkce, výpočetní síť u povrchu CSP a ostatních pevných povrchů musí být dostatečně jemná s hodnotou y^+ menší než 1. Nejrozšířenější modely turbulence v oblasti modelování vnitřního prostředí jsou $k-\varepsilon$, $k-\omega$ a $Low-Re\ Number\ k-\varepsilon$ model turbulence. Model $k-\varepsilon$ z pohledu přesnosti simulace a náročnosti na výpočetní techniku zatím zůstává nejlepší volbou mezi modely turbulence, neboť neexistuje žádný model, který by perfektně řešil komplexní obraz proudění vzduchu. V následující tabulce je souhrn některých studií, které se zabývají modelováním lidského těla.

Tab. 9a Studie zabývající se numerickým modelováním člověka ve vnitřním prostředí

Rok	Author	Geometrie		Výpočetní síť	Sdílení tepla	Model turbulence	Model radiace
		Manekýn	Prostor				
1996a	Brohus a Nielsen	stojící, zjednodušená	2,44 x 1,2 x 2,46 m	výška první buňky u povrchu 1 cm	tepelný tok 25 W/m ²	k-ε, standardní stěnová fce	Ne
1998	Bjorn a Nielsen	stojící, zjednodušená	4 x 6 x 4,7 m	obdélníková strukturovaná síť, výška první buňky u povrchu 1 cm	tepelný tok 25 W/m ²	k-ε, logaritmická stěnová fce	Ne
2001	Hyun a Kleinsteuer	stojící zjednodušená	žádné info	celkem 350 000 buněk, y ⁺ = 0,03 až 16,7	tepelný tok 25 W/m ²	RNG k-ε	Ne
2002	Bjorn a Nielsen	stojící, zjednodušená	4 x 6 x 4,7 m	výška první buňky u povrchu 1 cm	tepelný tok 25 W/m ²	k-ε, logaritmická stěnová fce	Ne
2002	Hayashi et al	stojící, sedící, ležící (zjednodušené)	2,6 x 2,2 x 2,7 m	celkem 157 841 (stojící), 188 246 (sedící), 142 347 (ležící)	tepelný tok: stojící 20 W/m ² , sedící 20,3 W/m ² , spící 30,1 W/m ²	Standard k-ε, logaritmická stěnová fce	Ne
2003	Nilsson a Holmér	sedící, zjednodušená	4,2 x 2,7 x 3,4 m	nestrukturovaná, tetrahedrální	tepelný tok	RNG k-ε	Ne
2003	Sorensen a Voigt	sedící, detailní	2,95 x 2,95 x 2,4 m	kolem CSP nestrukturovaná tetrahedrální síť (na povrchu cca 23 000), zbytek prostoru hexahedrální; celkem přes 1 000 000 buněk	teplota 31 °C	Low-Re Number k-ε	s2s ε _{CSP} = 0,95, ε _{wall} = 1
2004	Gao a Niu	sedící, detailní (s a bez PV)	2,6 x 2,2 x 2,7 m	kolem CSP nestrukturovaná tetrahedrální síť (1 588 866 buněk), zbytek prostoru strukturovaná (223 228 buněk)	teplota 31 °C	Standard k-ε, standardní stěnová fce	Ano
2005	Sideroff a Dang	stojící, detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	Síť 1: 1 600 000 buněk Síť 2: 3 200 000 buněk, y ⁺ = 4,5 Síť 3: 4 500 000, y ⁺ = 0,2 (pro v ² -f)	tepelný tok (celkem 38 W)	Standard k-ε, v ² -f	Ne
2005	Zhu et al.	stojící, zjednodušená	3 x 3,5 x 2,5 m	nestrukturovaná síť (434 000 buněk)	tepelný tok 22,3 W/m ²	Low-Re Number k-ε (Abe-Nagano)	Ne
2006	Gao a Niu	sedící, detailní	2,6 x 2,2 x 2,7 m	kolem CSP tetrahedrální síť, zbytek prostoru strukturovaná (celkem 2 525 729 buněk, výška první vrstvy u povrchu CSP 0,2 mm)	teplota 31 °C	RNG k-ε	Ne
2006	Deevy, Gobeau	sedící, zjednodušená a detailní	2,44 x 1,2 x 2,46 m	tetrahedrální síť	tepelný tok (celkem 38 W bez radiace, 76 W s radiací)	Standard k-ε, SST k-ω, SSG	Ano
2006	Deevy	stojící, zjednodušená a detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	Síť 1: 66 159 uzlů Síť 2: 122 238 uzlů Síť 3: 364 083 uzlů	tepelný tok (celkem 38 W bez radiace, 76 W s radiací)	Standard k-ε, SST	Discrete transfer model ε _{CSP} = 1, ε _{wall} = 1
2006	Deevy	stojící, detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	Síť 1: 66 159 uzlů Síť 2: 122 238 uzlů Síť 3: 364 083 uzlů	tepelný tok (celkem 76 W)	BSL k-ω, SST k-ω, SSG (scalable wall function), SST k-ω (scalable wall function)	Discrete transfer model ε _{CSP} = 1, ε _{wall} = 1
2007	Gao et al.	sedící, detailní	4 x 3 x 2,7 m	žádné info	teplota + termoregulační model	Standard k-ε	Ne
2007	Yang et al.	stojící (nahý a oblečený)	3 x 3,5 x 32,5 m	Síť 1: celkem 351 000 buněk, y ⁺ (max) = 8,95 Síť 2: celkem 964 000 buněk, y ⁺ (max) = 6,36 Síť 3: 2 500 000 buněk, y ⁺ (max) = 3,49	tepelný tok	SST k-ω	ε _{CSP} = 0,98, ε _{wall} = 0,95
2008	Deevy et al.	stojící, detailní	3 x 3,5 x 2,7 m	nestrukturovaná síť (celkem 222 116 uzlů); y ⁺ = 4 (průměr kolem CSP)	tepelný tok (celkem 38 W bez radiace, 76 W s radiací)	SST k-ω, DES	Discrete transfer model
2008	Kille a Sevilgen	stojící, zjednodušená	2,6 x 2,7 x 2,2 m	tetrahedrální nestrukturovaná síť, celkem 1 500 000 buněk	tepelný tok 100 W/m ² (termoregulační model)	RNG k-ε	s2s
2008	Martinho et al.	sedící, detailní	2,44 x 1,2 x 2,46 m	celkem 1 400 000 buněk	tepelný tok (celkem 76 W)	Standard k-ε, SST k-ω	Ano
2008	Sideroff a Dang	stojící, detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	celkem 4 480 000 buněk	tepelný tok 51,2 W/m ² (při radiaci), 25,6 W/m ² (bez radiace)	Standard k-ε, v ² -f, LES	s2s

Tab. 9b Studie zabývající se numerickým modelováním člověka ve vnitřním prostředí

Rok	Author	Geometrie		Výpočetní síť	Sdílení tepla	Model turbulence	Model radiace
		Manekýn	Prostor				
2008	Yan et al	stojící, detailní a zjednodušená	3 x 3,5 x 2,5 m	povrch CSP 315 397, vnější část (97362)	tepelný tok (celkem 86 W na CSP i stěnách-rozděleno 30/70)	RNG k-ε, logaritmická stěnová funkce	Ne
2008	Zhu et al.	stojící, detailní	3 x 3 x 2,5 m	celkem 665 000 buněk, na povrchu CSP 34 700 buněk, y+ < 5	tepelný tok 23,1 W/m ²	Low-Re Number k-ε	Ne
2009	Dyggert et al.	sedící, detailní a zjednodušená	0,3 x 1,04 x 1,5 m	celkem 800 000 buněk	teplota 32°C	Standard k-ε, RNG k-ε, Realizable k-ε, Standard k-ω, SST k-ω	Ne
		sedící, detailní	2 x 2,6 x 2,5 m	celkem 4 000 000 buněk		Standard k-ω	s _{2s} ε _{CSP} = 0,98; ε _{wall} = 0,95
2011	Croitoru	stojící, zjednodušená	3 x 2,6 x 2,5 m	strukturovaná síť (celkem cca 1 000 000 buněk)	tepelný tok 70 W/m ² (+ termoregulační model)	Standard k-ε, RNG k-ε, Realizable k-ε, Standard k-ω, SST k-ω	žádáné info
2011	Voelker a Kornadt	sedící, detailní	3 x 3 x 2,44 m	polyhedrální síť, celkem cca 1 600 000 buněk	povrchová teplota podle termoregulačního modelu	Low-Re Number k-ε, SST k-ω, v ² -f	žádáné info
2012	Li a Ito	stojící, detailní	3 x 3 x 3 m	tetrahedrální síť, celkem cca 1-2 mil. buněk	teplota 33,55 °C	RNG k-ε	Ne
2012	Wu et al.	sedící, detailní	2,44 x 1,2 x 2,46 m	celkem 2 700 000 buněk	tepelný tok (celkem 76 W)	SST k-ω	Ano, ε = 0,85
2012	Zelenský et al.	sedící, zjednodušená	4,5 x 4,5 x 3 m	model s termálními figurínou celkem 3 569 984; model s pizzaboxy celkem cca 1 500 000	tepelný tok 57,3 W/m ²	Standard k-ε, RNG k-ε, Realizable k-ε, Standard k-ω, SST k-ω	s _{2s} ε _{CSP} = 0,98; ε _{wall} = 0,94
2013	Seo et al.	stojící, zjednodušená a detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	Síť 1: celkem 642 144 buněk Síť 2: celkem 953 531 buněk Síť 3: celkem 1 686 887 buněk Síť 4: celkem 4 783 826 buněk	tepelný tok	RNG k-ε	Ne
2014	Ito	stojící, detailní	3 x 3 x 3 m	1 020 000 buněk	termoregulační model	RNG k-ε	žádáné info
2014	Li a Ito	sedící, detailní	2,2 x 6 x 1,8 m	tetrahedrální síť, celkem cca 1-2 mil. buněk	teplota 33,7 °C	k-ε; SST k-ω, v ² -f	s _{2s} ; ε = 0,94
2014	Ružička a Bikš	sedící, zjednodušená	2,44 x 1,2 x 2,46 m	Síť 1: celkem 76 400 buněk Síť 2: celkem 112 000 buněk Síť 3: celkem 143 000 buněk	teplota 34° (+ termoregulační model)	Standard k-ε, Realizable k-ε, SST k-ω	s _{2s} ε _{CSP} = 0,95; ε _{wall} = 0,9
2014	Villi a de Carli	stojící, zjednodušená	3 x 3,5 x 3,5 m	čtyři sítě	tepelný tok (celkem 76 W)	LES	ano ε = 0,9
2015	Buřinka a Buřinský	ležící, zjednodušená	2,5 x 3,9 x 2,5 m	kolem CSP nestrukturovaná síť, celkem 1 101 919 buněk	teplota 23,5 °C (ležící osoba s příkrývkou)	k-ε RNG	žádáné info
		sedící, detailní	2,44 x 1,2 x 2,46 m	Síť 1: celkem 300 496 buněk (na povrchu CSP 9 304, stěny 9 696) Síť 2: celkem 1 219 813 buněk (na povrchu CSP 58 264, stěny 18 138) Síť 3: celkem 451 896 buněk (na povrchu CSP 4 130, stěny 19 986) Síť 4: celkem 497 745 buněk (na povrchu CSP 6 080, stěny 20 616) Síť 5: celkem 1 443 153 buněk (na povrchu CSP 57 654, stěny 26 026)	teplota 34 °C	SST k-ω (Síť 1); k-ε Realizable, Low-Re k-ε, v ² -f (Síť 2)	kombinace Monte Carlo a Zone method ε _{CSP} = 0,9; ε _{wall} = 0,9
2015	Ito et al.	stojící, detailní	3 x 3,5 x 2,5 m	tetrahedrální nestrukturovaná síť, celkem 1 680 419 buněk	tepelný tok 51,6 W/m ²	SST k-ω, k-ε Realizable; Low-Re k-ε; v ² -f; High Re k-ε	kombinace Monte Carlo a Zone method ε _{CSP} = 0,9; ε _{wall} = 0,9
2015	Mahyuddin et al.	sedící za stolem, zjednodušená	2,78 x 2,78 x 2,3 m	střecha 1 680 419 buněk	teplota 33,7°C	RNG k-ε, Standard k-ε, SST k-ω	Ne
2016	Ning et al.	ležící, detailní	2,6 x 3,62 x 2,53	kolem CSP nestrukturovaná, ve zbytku prostoru strukturovaná, y+ < 1	tepelný tok	SST k-ω	s _{2s} ε _{CSP} = 0,07
2017	Ivanov a Mijorski	stojící, detailní	4 x 4 x 3 m	hexahedrální a polyhedrální síť, celkem 1 140 000 buněk	tepelný tok (celkem 110 W)	SST k-ω	žádáné info
2018	Taghnia et al.	stojící, detailní a zjednodušená	3 x 3,5 x 2,7 m	celkem 4 000 000 buněk, y+ < 1	tepelný tok (celkem 38 W a 76 W)	LES, DES	Discrete Ordinates

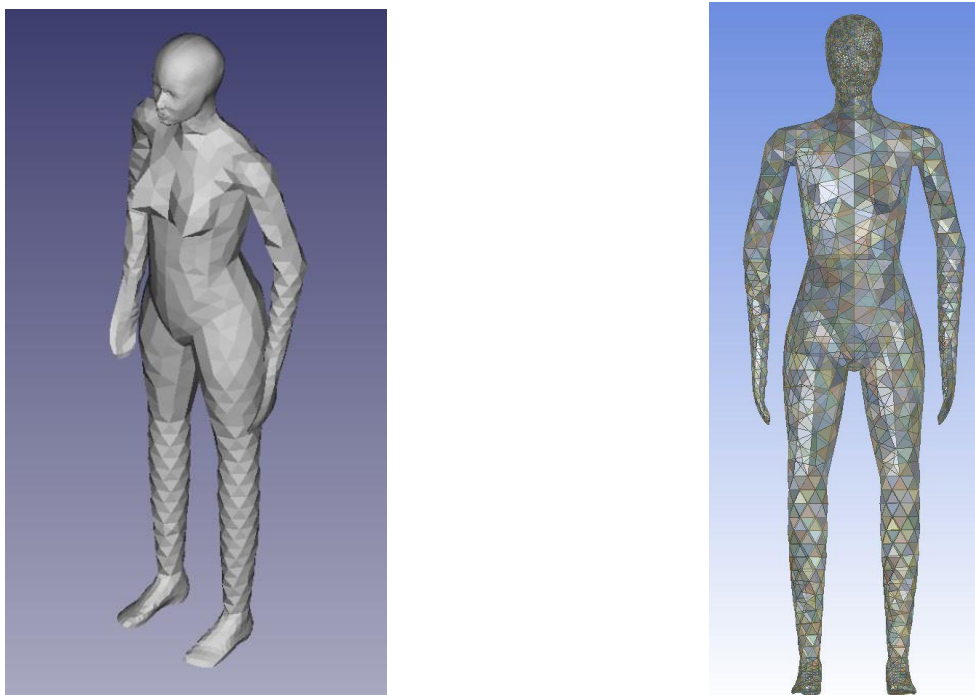
6 MODEL ČLOVĚKA PRO INŽENÝRSKÉ APLIKACE

Předchozí kapitoly shrnovaly poznatky získané především ze zahraniční literatury, protože na českém poli na toto téma není prakticky žádná studie. Z výše uvedené rešerše vyplývá základní poznatek, a to ten, že člověk je významným elementem ve vnitřním prostředí, které chceme-li blíže zkoumat, musíme v něm uvažovat přítomnost osoby se všemi jejími vlivy. Dále z rešerše vyplynulo, že pokud se zajímáme o obecné proudění vzduchu prostorem, můžeme geometrii člověka zjednodušit. V případě studování bezprostředního okolí člověka nebo více osob je nutné dodržet detailní model.

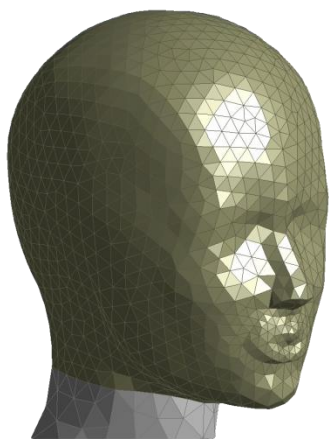
Tato část práce se zabývá tvorbou modelu člověka pro numerické výpočty, neboť se ukázalo, že pro tuto problematiku není znám ucelený postup. Model byl vytvářen v programu ANSYS Fluent 16.2, pro který ČVUT vlastní akademickou licenci. Pro geometrii člověka byl zvolen model, který pro tuto práci poskytl profesor P. V. Nielsen a jeho kolega L. Liu. Okrajové podmínky modelu (geometrie prostoru, parametry prostředí atd.) navazují na celý jejich benchmark test uvedený v kapitole 5.6.2. Výsledky je tedy možné posoudit s experimentem, který na základě benchmark testu provedl profesor Kato (2005). Popis měření je taktéž uveden v kapitole 5.6.2.

6.1 Geometrie modelu

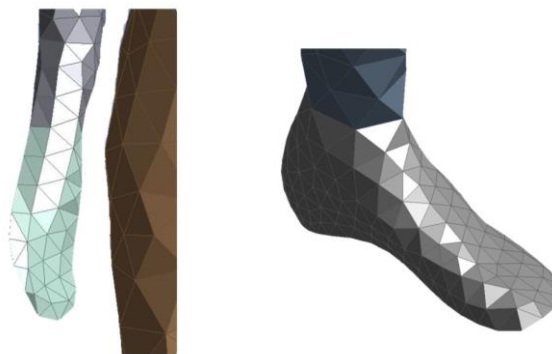
Použitá geometrie člověka (dále označována CSP – Computer Simulated Person) představuje (obr. 30) stojící ženu vysokou přibližně 1,65 m. Vznikla laserovým skenováním termálního manekýna, který byl použit při experimentu profesora Kata (2005). Vzniklý model je stejně jako originální manekýn nahý a bez vlasů. Původní model byl uložen ve formátu *.stl (scanner stereo lithography) a bylo nejprve nutné ho převést do formátu vhodného pro práci v prostředí ANSYS Fluent (*.iges). Výsledný model CSP je složený z celkem 5606 částí. Nejvíce detailní z celého modelu je hlava, která je složená z 2667 ploch (obr. 31). Ruce a nohy jsou zjednodušeny (obr. 32), neboť pro obraz proudění vzduchu v okolí těla nejsou rozhodující.



*Obr. 30 Geometrie CSP (vlevo formát *.stl; vpravo formát *.iges)*

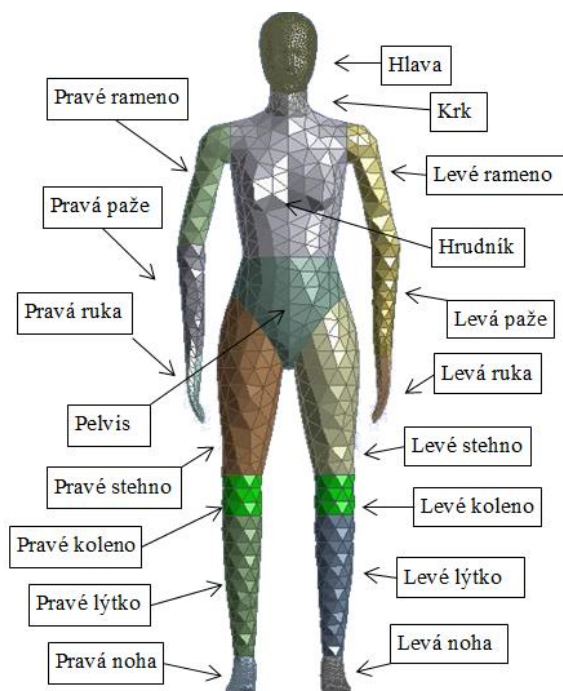


Obr. 31 Detail hlavy



Obr. 32 Zjednodušení rukou a nohou

Model byl rozdělen do několika tělesných částí (obr. 33) obdobně jako termální manekýn použitý při experimentu. Plochy jednotlivých částí těla se od původního manekýna mírně liší a jsou uvedeny v tabulce 10. Jak je z tabulky patrné, experiment neuvádí plochu krku a obou kolen. Kolena termálního manekýna jsou tvořena plastovými klouby (obr. 27 na str. 53), které nejsou vyhřívány, tudíž nebyly v rámci benchmark testu ani hodnoceny. Krk je pravděpodobně součástí plochy hlavy, zad a hrudníku. Celková plocha těla modelu CSP je $1,479 \text{ m}^2$. Po odečtení ploch obou kolen je celková plocha CSP $1,418 \text{ m}^2$. V rámci výpočtů bylo provedeno porovnání modelu s tepelným tokem na celém povrchu CSP, tj. včetně kolen a modelu, který obě kolena považuje jako adiabatické. Při předepsaném tepelném výkonu 76 W to činí $51,4 \text{ W/m}^2$ pro model včetně kolen a pro model s adiabatickými koleny $53,6 \text{ W/m}^2$. Pro případy bez modelu radiace s celkovým tepelným výkonem na povrchu 38 W , to je $25,6 \text{ W/m}^2$ pro model včetně kolen, a $26,8 \text{ W/m}^2$ pro model s adiabatickými koleny. Jediné rozdíly, které ve výsledcích nastaly, byly mezi povrchovými teplotami ploch částí těla CSP. Na celkovém obrazu proudění vzduchu a teplotního pole v prostoru nebyl zaznamenán žádný rozdíl. Protože člověk sdílí teplo s okolím celým svým tělem, byla ve výpočtech uvažována plocha těla včetně kolen, tj. $1,479 \text{ m}^2$.

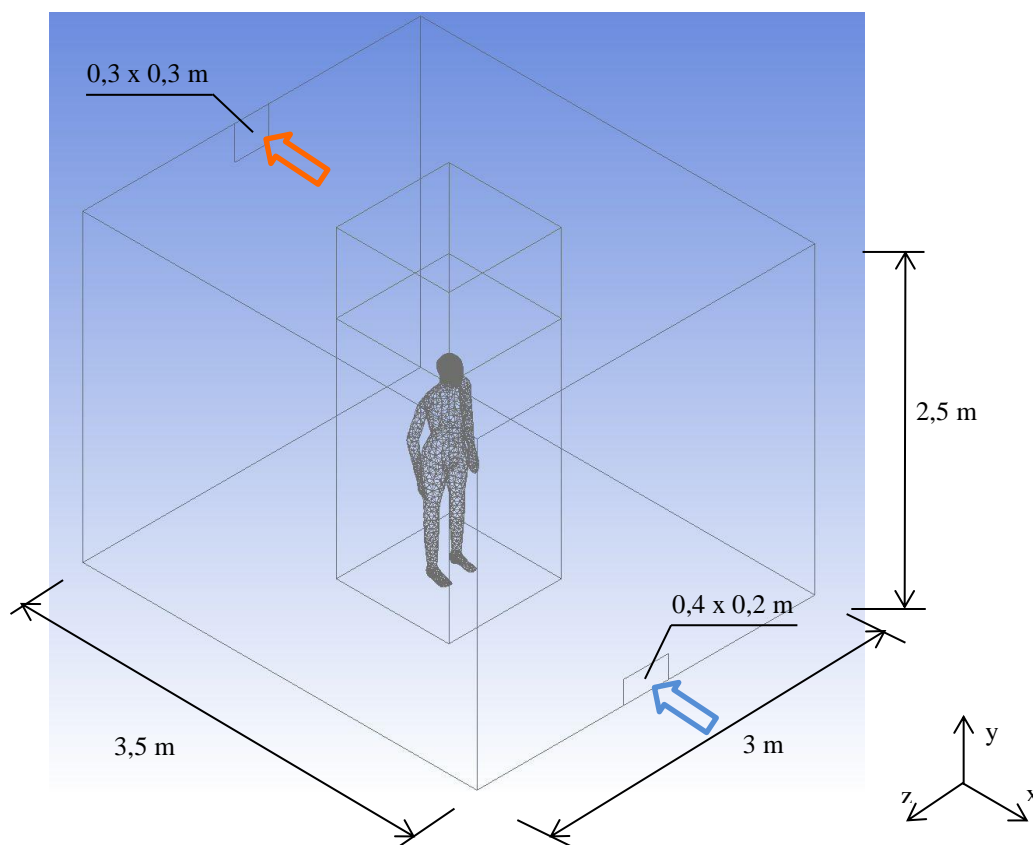


Obr. 33 Rozdělení těla na segmenty

Tab. 10 Plocha částí těla

Segment	Plocha [m^2]	
	Experiment	Model CSP
Záda	0,133	0,122
Hrudník	0,144	0,142
Hlava	0,100	0,115
Levá paže	0,050	0,046
Levá noha	0,044	0,043
Levá ruka	0,038	0,030
Levé koleno		0,030
Levé lýtko	0,089	0,089
Levé rameno	0,074	0,070
Levé stehno	0,163	0,162
Krk		0,016
Pelvis	0,174	0,145
Pravá paže	0,050	0,046
Pravá noha	0,043	0,043
Pravá ruka	0,037	0,031
Pravé koleno		0,031
Pravé lýtko	0,089	0,089
Pravé rameno	0,078	0,069
Pravé stehno	0,165	0,162
Celé tělo	1,471	1,479

Model CSP je vytvořen bez vnitřní hmoty, tj. tvoří prázdný objem vložený do prostoru představující místnost tvořenou objemem vzduchu. Rozměry odpovídají experimentální komoře, ve které probíhalo měření profesora Kata (2005) popsané v kapitole 5.6.2, tj. 3 x 3,5 x 2,5 m (obr. 34). Přívod vzduchu je v přední stěně na úrovni podlahy a jeho rozměry jsou 0,2 m x 0,4 m. Odvod vzduchu je v zadní stěně pod stropem o rozměrech 0,3 x 0,3 m. Manekýn se nedotýká země, ale je umístěn 5 cm nad podlahou, aby byla vyloučena tepelná ztráta vedením. Výpočetní doména byla rozdělena na tři části, aby bylo možné v každé části samostatně řešit výpočetní síť. Kolem CSP byl vytvořen kvádr o hraně 1 m s výškou 2 m. Druhý kvádr se stejně velkou hranou 1 m je umístěn nad hlavou manekýna. Třetí část tvoří zbytek výpočetního prostoru.



Obr. 34 Geometrie řešené oblasti

6.2 Výpočetní síť

Výpočetní síť hraje důležitou roli v celém procesu modelování a její kvalita ovlivňuje výsledky výpočtu. Finální síť byla zvolena na základě ověření její výpočtové stability, jak je popsáno v následujících podkapitolách.

6.2.1 Tvorba sítě

Pro stanovení nezávislosti výpočetní sítě bylo vytvořeno několik druhů sítí s různým počtem a velikostí buněk. Jak bylo zmíněno v předešlé kapitole, výpočetní síť byla tvořena v každé části modelu samostatně. V kvádru s CSP je výpočetní síť nejjemnější, v prostoru nad hlavou CSP, kde je předpokládáno výrazné konvektivní proudění, má síť větší velikost buněk a největší buňky jsou ve zbytku prostoru.

Důležitou částí je řešení mezní vrstvy kolem pevných povrchů. V kapitole 4.5 byly popsány dva přístupy – pomocí stěnové funkce a výpočtem přes celou mezní vrstvu. Při řešení celkového obrazu proudění vzduchu ve vnitřním prostředí je stěnová funkce většinou dostačující. Pokud je

úlohou řešení proudění blízko pevných povrchů nebo například určení součinitelů přestupu tepla, je doporučeno mezní vrstvu řešit podrobným výpočtem (Nielsen et al., 2003; Khalifa et al., 2008; Sideroff a Dang, 2008). Z tohoto důvodu byly veškeré výpočty řešeny bez stěnové funkce, tj. výpočtem přes celou mezní vrstvu, pro jejíž řešení bylo vytvořeno několik vrstev prismatických buněk u všech pevných povrchů (CSP, podlaha, strop, stěny).

Postupně bylo vytvořeno několik druhů sítí s různou velikostí buněk. Zkoušeny byly varianty sítí také s různým typem buněk, např. síť s tetrahedrálními buňkami kolem CSP a ve zbytku prostoru s hexahedrálními, síť tvořená pouze hexahedrálními buňkami ve všech částech nebo polyhedrální síť. Nejvíce se osvědčila nestrukturovaná síť s tetrahedrálními buňkami v celém prostoru. Ve všech případech bylo u povrchu manekýna (i u povrchu stěn) vytvořeno několik vrstev prismatických buněk pro řešení mezní vrstvy. Pro výpočet a ověření stability výsledku byly finálně testovány čtyři sítě. Přehled parametrů jednotlivých sítí je uveden v tabulce 11.

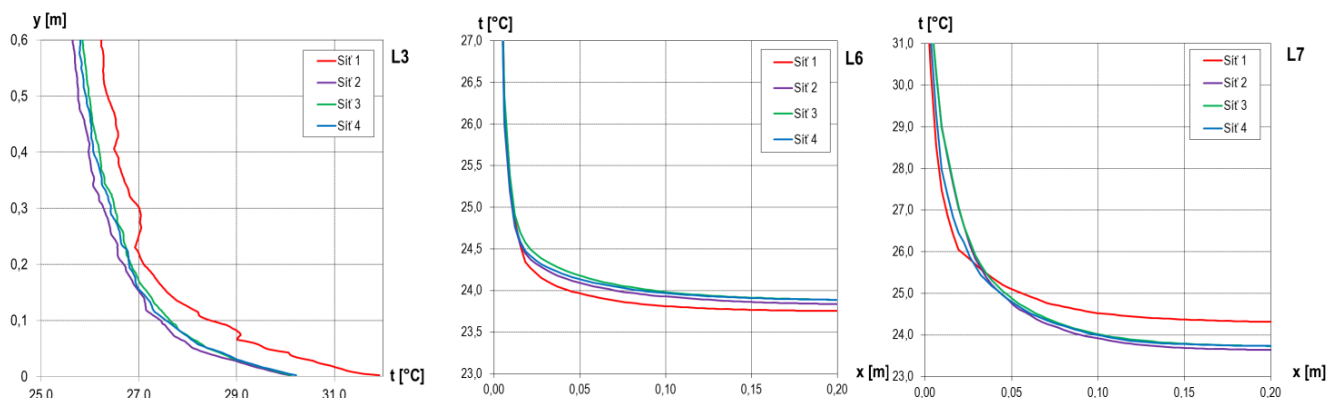
Tab. 11 Výpočetní sítě pro stanovení nezávislosti sítě

Síť	Velikost buněk na povrchu/kolem CSP [m]	Velikost buněk v kvádru nad CSP [m]	Velikost buněk ve zbytku prostoru [m]	Velikost buněk na stěnách [m]	Počet vrstev prismatických buněk povrchu CSP/stěnách	Celkový počet buněk
Síť 1	0,02/0,04	0,045	0,055	0,045	7/7	2,1 mil
Síť 2	0,010/0,035	0,040	0,050	0,04	10/7	3,4 mil.
Síť 3	0,007/0,030	0,035	0,045	0,035	10/7	5,2 mil.
Síť 4	0,007/0,025	0,035	0,04	0,035	10/7	6,4 mil.

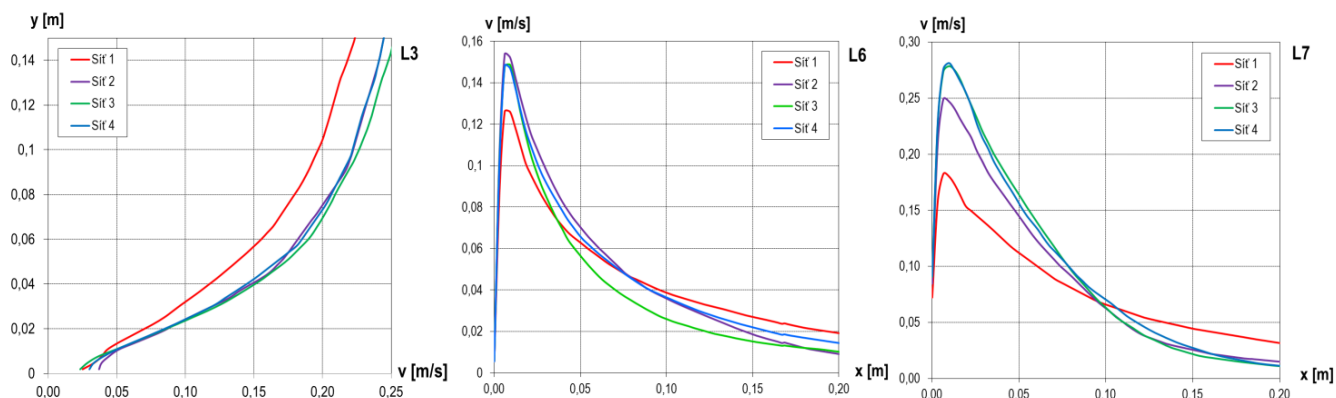
6.2.2 Ověření nezávislosti sítě na výpočtu

Stabilita řešení v závislosti na výpočetní síti byla posuzována pomocí teplotních a rychlostních profilů blízko povrchu CSP, a to ve vertikálním profilu nad hlavou manekýna (L3), v horizontálním profilu před ústy manekýna (L6) a v úrovni pelvisu (L7). Bližší informaci o těchto profilech jsou v kapitole 6.5.1. Výpočet byl proveden podle dvojice Sideroff a Dang (2005) s celkovým tepelným výkonem na povrchu CSP 38 W, modelem turbulence *Standard k-ε* a bez modelu radiace. Na následujících obrázcích jsou uvedeny průběhy rychlostí proudění vzduchu ve sledovaných profilech pro všechny tři hodnocené sítě.

Na všech šesti profilech je patrné, že nezávislé na výpočtu jsou sítě 3 a 4. Síť 2 se jim velmi přibližuje, ale vykazuje menší odchylky v rychlostních profilech. Pro další výpočty bude tedy použita síť tři, která má oproti síti 4 menší počet buněk.



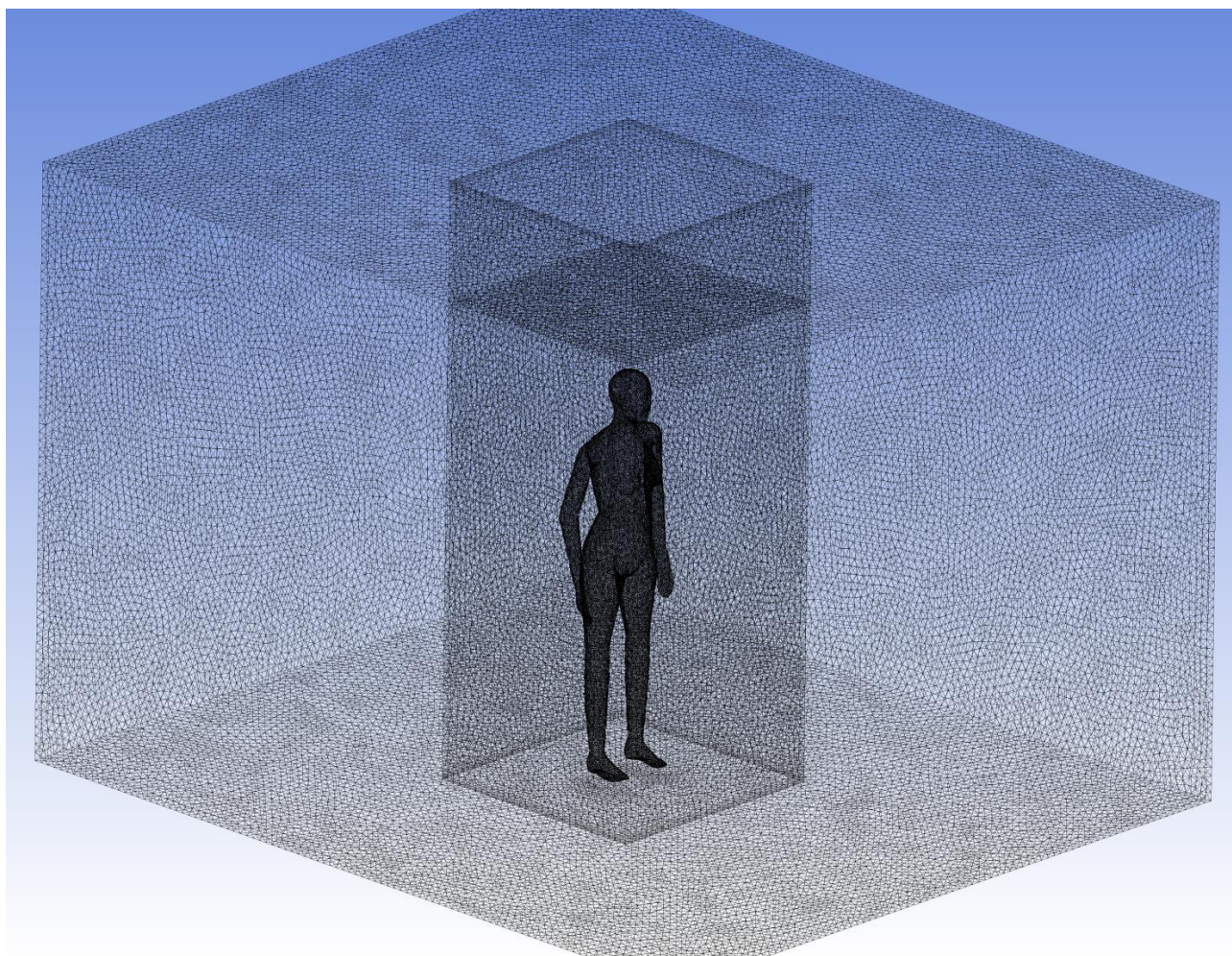
Obr. 35 Vertikální teplotní profily nad hlavou (L3), před ústy (L6), v úrovni pelvisu (L7)



Obr. 36 Vertikální rychlostní profily nad hlavou (L3), před ústy (L6), v úrovni pelvisu (L7)

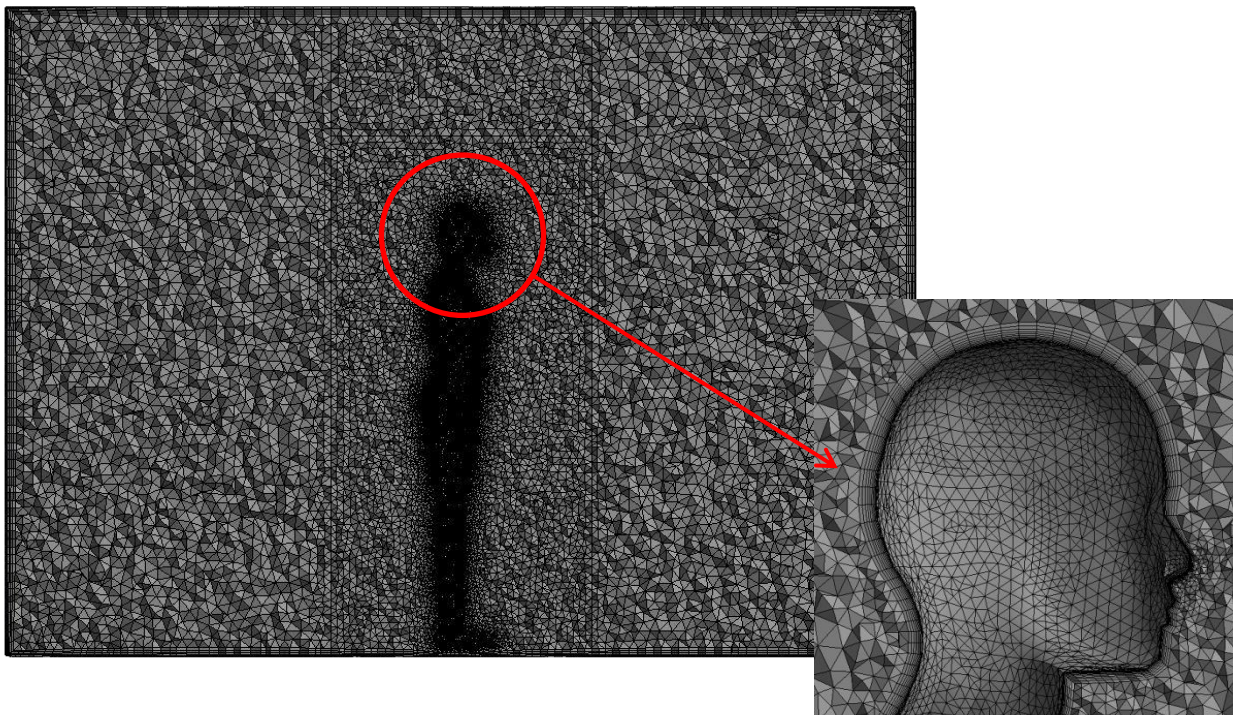
6.2.3 Výsledná síť

Výsledná výpočetní síť s celkovým počtem přibližně 5,2 milionu objemových tetrahedrálních buněk je uvedena na obrázku 37. Velikost buněk na povrchu CSP je 0,007 m a celkem je kolem jeho povrchu vytvořeno deset vrstev prismatických buněk. V okolí CSP mají objemové buňky velikost 0,030 m, v kvádru nad CSP 0,035 m a ve zbytku prostoru 0,045 m. Povrchové buňky na plochách komory mají rozměry 0,035 m a je kolem nich vytvořeno sedm vrstev prismatických buněk.

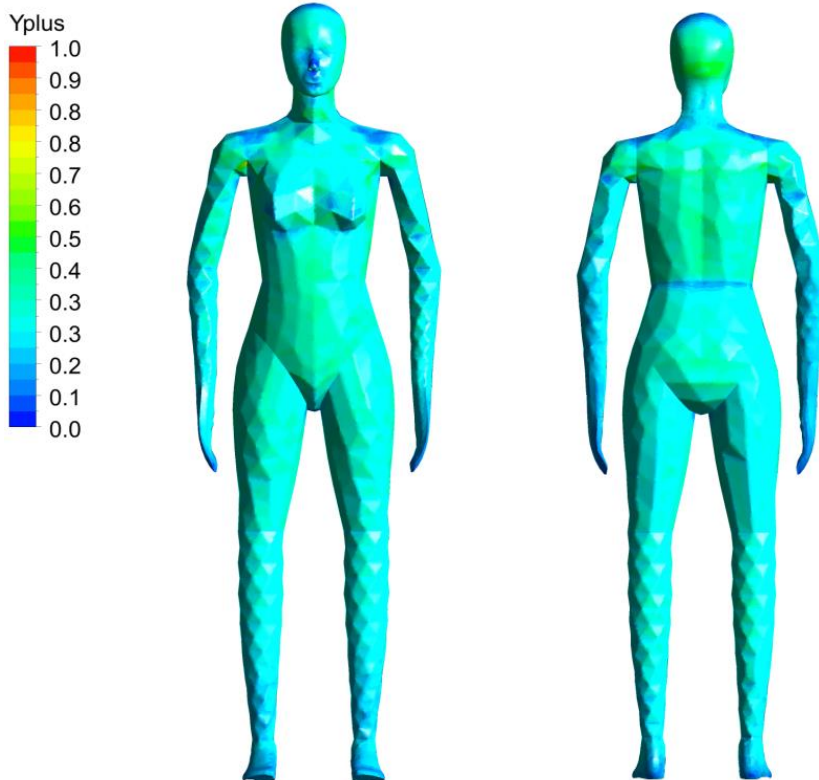


Obr. 37 Výpočetní síť

Protože je síť poměrně hustá, jsou na dalších obrázcích znázorněny řezy – jeden podélný řez přes celou výpočetní doménu a řez s detailem hlavy. Hodnota y^+ na povrchu CSP nepřesahuje hodnotu 1 a jeho rozložení je na obrázku 39.



Obr. 38 Podélný řez výpočetní sítí a detail hlavy



Obr. 39 Hodnota y^+ na povrchu CSP

6.3 Okrajové podmínky

Okrajové podmínky výpočtu vycházejí z nastavení experimentu, který provedl Kato (2005) pro benchmark test (Nielsen et al., 2003) uváděný v kapitole 5.6.2, tj. rychlost proudění vzduchu na přívodu 0,182 m/s s teplotou vzduchu 21,8 °C a intenzitou turbulence 40 %. Benchmark test (Nielsen et al., 2003) a experiment Kata (2005) podle něj prováděný se mírně liší v některých parametrech. Jednak jsou to parametry přívodního vzduchu a také rozměry odvodního prvku (viz tabulka 8 na str. 54). Vliv těchto rozdílů na výsledky blíže studoval Deevy (2006) a zjistil, že jsou minimální. Z tohoto důvodu byly zvoleny okrajové podmínky pro parametry přívodního vzduchu a velikost odvodního prvku podle provedeního experimentu a také z důvodu, že výsledky jsou podle experimentu hodnoceny.

6.3.1 Okrajové podmínky pro CSP

Pro sdílení tepla mezi člověkem a jeho okolím byly testovány dvě okrajové podmínky definované na povrchu CSP – konstantní povrchová teplota a konstantní tepelný tok. Pro podmínku konstantní teploty povrchu CSP byly zvoleny dvě hodnoty. První byla teplota 33,7 °C, kterou uvádí ASHRAE (2013) jako střední povrchovou teplotu těla. Druhá teplota byla zvolena 32,2 °C, což je výsledná střední teplota změřená při experimentu (Kato, 2005). Výpočet byl také proveden s různými teplotami jednotlivých částí těla, které byly při experimentu profesora Kata naměřeny. Ukázalo se, že rozdíly v rychlostních a teplotních profilech mezi případem s odlišnými teplotami na těle CSP a případem s jednotnou teplotou těla 32,2 °C jsou zanedbatelné. Prakticky jediný rozdíl nastal logicky mezi tepelnými toky na povrchu CSP. Dále byly obě povrchové teploty (33,7 °C a 32,2 °C) vypočteny pro varianty s a bez radiace (varianty s radiací jsou označeny (R)). Celkem se tedy jedná o čtyři případy, a to A: 33,7 °C; B: 33,7 °C (R); C: 32,2 °C; D: 32,2 °C (R).

Druhý způsob sdílení tepla byl definován pomocí okrajové podmínky tepelného toku na povrchu CSP. Jeho velikost vychází z požadavků benchmark testu (Nielsen et al., 2003) resp. experimentu (Kato, 2005), který předepisuje celkovou tepelnou zátěž 38 W v případě uvažování pouze konvekce, resp. 76 W při zahrnutí radiace. Způsob sdílení tepla s konstantním tepelným tokem byl počítán ve třech variantách. První varianta má velikost tepelného toku 25,6 W/m², což odpovídá celkovému tepelnému výkonu 38 W. Výpočet je proveden bez radiace, jak pro tento výkon předepisuje benchmark test. Tato varianta je označena jako A: 38 W. Druhá varianta s označením B: 38 W + 38 W představuje stejný tepelný tok na povrchu CSP (tj. 25,6 W/m²) a navíc je na stěny komory přidán celkový tepelný výkon 38 W, který představuje nahrazení modelu radiace. Nahrazení modelu radiace tepelným výkonem na plochy komory použila například Srebric et al. (2008). Tento způsob předpokládá, že část tepelného výkonu na povrchu CSP představuje konvektivní složku sdílení tepla a druhá část výkonu (na stěnách komory) radiační složku sdílení tepla mezi CSP a jeho okolím. Poslední varianta případu s okrajovou podmínkou konstantního tepelného toku představuje tepelný tok na povrchu CSP o velikosti 51,4 W/m² s modelem radiace, který odpovídá celkovému tepelnému výkonu 76 W (dle požadavku benchmark testu). Tento případ je označen jako C: 76 W (R).

Poslední část modelování způsobů sdílení tepla je zaměřena právě na způsob řešení sdílení tepla B, tj. nahrazení modelu radiace tepelným tokem na povrchu komory. Během výpočtů se ukázalo, že předpoklad benchmark testu (poloviční tepelný výkon CSP bez uvažování modelu radiace) i nahrazení druhé (radiační) poloviny výkonu CSP na povrchy komory není zcela optimální. Z tohoto důvodu bylo řešeno rozdělení celkového tepelného výkonu CSP 76 W v poměrech od 30:70 až 70:30 mezi tepelným výkonem na povrchu CSP a plochách komory.

6.3.2 Okrajové podmínky pro plochy výpočetní komory

Ve všech řešených případech byl na stěny, strop a podlahu komory přidán celkový tepelný výkon 10 W ve formě tepelného toku $0,187 \text{ W/m}^2$. Toto doporučení uvádí Srebric et al. (2008), která měla (stejně jako autorka disertace) problém s dosažením výsledků odpovídajícím experimentu. Srebric uvažovala tepelný odpor stěn komory $5,3 \text{ m}^2\text{K/W}$ a rozdíl teplot na stěně $1 \text{ }^\circ\text{C}$. Možná jednodušší a přesnější výsledek je možný získat na základě výpočtu tepelné bilance. Pokud budeme uvažovat předepsaný tepelný výkon pro CSP hodnotu 76 W, teplotu přívodního vzduchu $21,8 \text{ }^\circ\text{C}$ a teplotu odvodního vzduchu $26,5 \text{ }^\circ\text{C}$ (teplota odvodního vzduchu sice není z měření známa, ale lze použít nejbližší známou měřenou hodnotu, která se nachází u odvodního prvku), dostaneme rozdíl 7 W. To sice není v přesném souladu s 10 W, jak uvádí Srebric et al. (2008), ale je nutno brát možné odchylky ve vstupních parametrech, které nejsou přesně známy. Celkově lze vzniklý rozdíl přisoudit například výkonu měřících čidel, která byla při experimentu v prostoru umístěna, nebo mohlo dojít k přestupu tepla z okolních prostorů laboratoře, ačkoliv benchmark test předpokládá adiabatické podmínky na všech površích komory.

6.4 Výpočet

6.4.1 Model turbulence

V oblasti modelování vnitřního prostředí jsou nejrozšířenější dvourovnicové modely $k-\varepsilon$ a $k-\omega$ (viz kapitola 5.5.1). Z tohoto důvodu bylo testováno několik modelů z obou skupin. Ze skupiny $k-\varepsilon$: *Standard $k-\varepsilon$* , *RNG $k-\varepsilon$* , *Realizable $k-\varepsilon$* a *Low-Reynolds Number $k-\varepsilon$* . Poslední zmíněný model má několik variací, v této práci byl použit model Abe-Kondoh-Nagano (1994). Ve skupině $k-\omega$ byly testovány modely *Standard $k-\omega$* , *SST $k-\omega$* a *BSL $k-\omega$* . Třetí a zároveň poslední skupinu tvoří vícerovnicové modely a to *Transition $k-kl-\omega$* , *Transition SST* a *Reynolds Stress Model* se submodelem *Low-Re Stress- ω* (Wilcox, 1998). Všechny řešené varianty modelů turbulence byly počítané s tepelným tokem na povrchu CSP $51,4 \text{ W/m}^2$ (tj. celkovým tepelným výkonem 76 W) a s tepelným tokem na površích komory $0,187 \text{ W/m}^2$ (jak bylo vysvětleno v kapitole 6.3.2. Ve všech případech byl také použit model radiace, a to *Discrete Ordinates*.

6.4.2 Model radiace

Důležitým parametrem při řešení radiace je emisivita povrchů. Ta byla zvolena pro povrch manekýna 0,95 a pro povrch stěn, podlahy a stropu 0,9. Výchozím modelem radiace byl model *Discrete Ordinates* (DO) se základní diskretizací úhlů N_θ (*théta division*) x N_ϕ (*phi division*) 2×2 . Více používaný v simulacích vnitřního prostředí je model radiace *Surface-2-Surface* (S2S), nicméně s tímto modelem bylo poměrně obtížné dosáhnout konvergence, ačkoliv je méně výpočetně náročnější. S modelem S2S bylo počítáno až v části studie vlivu modelu radiace. V této části je S2S porovnán s modelem radiace DO s několika variantami počtu diskretních úhlů $N_\theta \times N_\phi$, a to se základním počtem 2×2 a dále pak 3×3 a 4×4 .

6.4.3 Metoda řešení

Konvektivní proudění bylo řešeno pomocí tzv. *Boussinesqovy aproximace*, která uvažuje konstantní hustotu ve všech řešených rovnicích kromě vztlakového členu v pohybové rovnici. Řešení tlakového a rychlostního pole bylo pomocí metody *SIMPLE*. Pro diskretizaci rovnice tlaku bylo použito schéma *Second Order* a pro výpočet gradientů veličin metoda nejmenších čtverců (*Least Squares Cells Based*). Pro ostatní veličiny protiproudé schéma druhého řádu (*Second Order Upwind*).

6.4.4 Konvergence

Konvergence byla sledována tradičně podle průměrných reziduí. V případě zde užitého programu ANSYS Fluent je jejich výchozí hodnota 10^{-3} pro složky rychlosti, kontinuitu, kinetickou energii a rychlost disipace turbulentní energie a 10^{-6} pro energii. Pro přesnější výsledky byly tyto hodnoty o řád zvýšeny. Dále byly na základě doporučení dvojice Sideroff a Dang (2005) (kapitola 5.5.3) do prostoru umístěny monitorovací body. Byla zvolena stejná místa jako ta, ve kterých probíhal experiment Kata (2005). Ve všech těchto bodech byl sledován průběh rychlostí proudění vzduchu a teplot vzduchu.

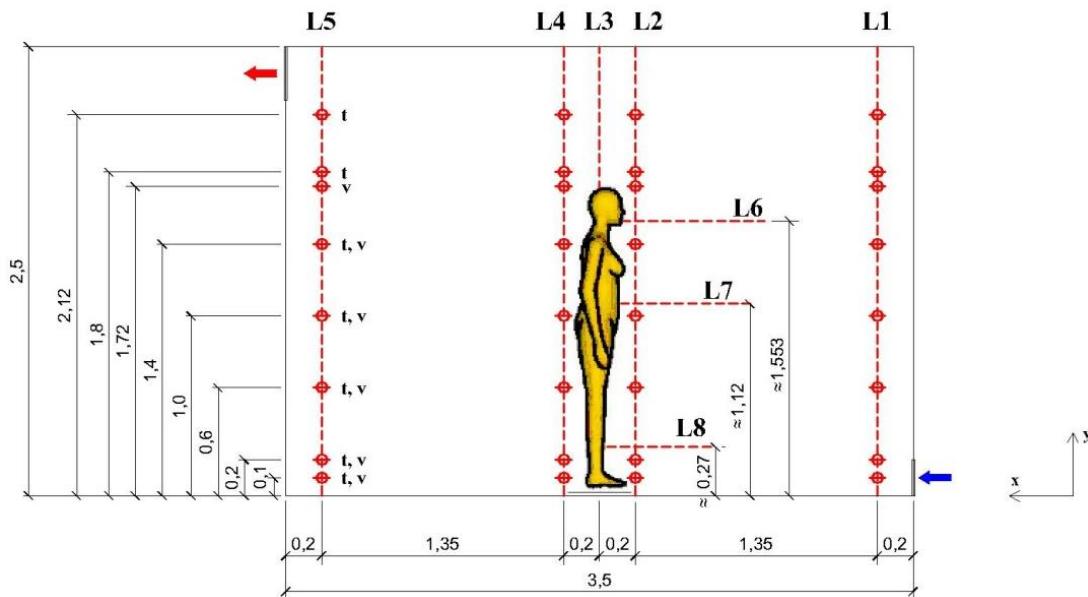
Ukázalo se poměrně složité dosáhnout konvergence ustáleným výpočtem především v případech s uvažováním radiace. Z tohoto důvodu byl výpočet rozdělen na dvě části. V prvním kroku bylo stacionárně počítáno bez radiace, a po zkonvergování (řádově několika stovek iterací) byla zapnuta radiace a výpočet pokračoval jako časově závislý. Počáteční časový krok byl 0,01 s. S postupem času, jak se proudění rozvíjelo a ustalovalo, klesal také počet iterací potřebných ke konvergenci. V okamžiku, kdy jejich počet byl menší než 10, byl časový krok zvýšen. Maximální časový krok byl 1 s. Sledování průběhu teploty a rychlosti proudění vzduchu v monitorovacích bodech se ukázalo jako velmi důležité pro oba druhy výpočtů. Nežádoucí nastala situace, kdy výpočet dokonvergoval, ale teplota nebo proudění vzduchu ještě nebyly ustálené. Výpočet byl ukončen v okamžiku, kdy v posledních 1000 iteracích byly sledované veličiny konstantní a zároveň celková odchylka v tepelné bilanci byla menší než 0,09 W.

6.5 Způsob hodnocení výsledků

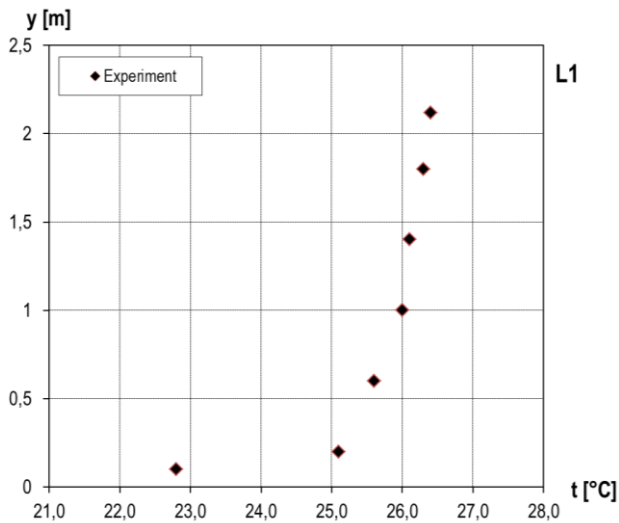
Jak již bylo několikrát zmíněno, celý představovaný model člověka je založený na benchmark testu skupiny profesora Nielsena z roku 2003, pro který v roce 2005 provedl experiment profesor Kato (kapitola 5.6.2). Právě na základě tohoto experimentu je provedeno posouzení a hodnocení vypočtených výsledků. Druhým způsobem hodnocení je pomocí středních kvadratických a absolutních odchylek. Oba způsoby jsou blíže popsány v následujících podkapitolách, stejně jako způsob generování výsledných dat.

6.5.1 Hodnocení výsledků na základě experimentu profesora Kato

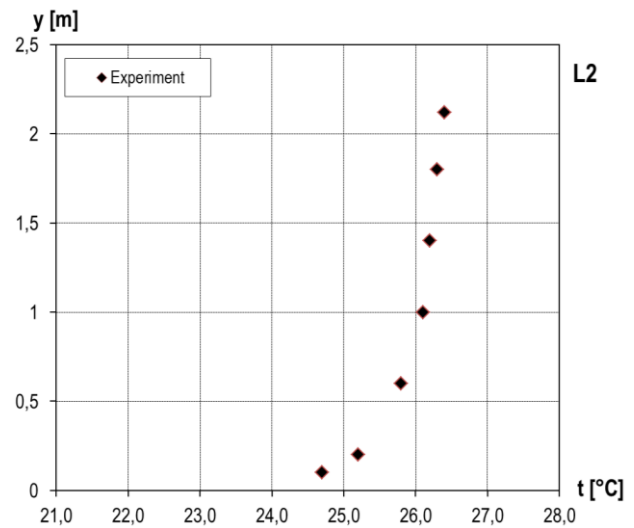
Hodnocení výsledků je provedeno srovnáním s měřeními daty získaných při experimentu, který provedl profesor Kato (2005) na základě benchmark testu Nielsena z roku 2003. Ten měřil teplotu vzduchu a rychlost proudění vzduchu v několika profilech, označených L1, L2, L4 a L5 (přesné umístění je na obrázku 40) a v několika výškových úrovních. V případě teploty vzduchu to bylo ve výšce 0,1 m, 0,2 m, 0,6 m, 1 m, 1,4 m, 1,8 m a 2,12 m. Měření rychlosti proudění vzduchu bylo v úrovni 0,1 m, 0,2 m, 0,6 m, 1 m, 1,4 m a 1,72 m nad podlahou. Dále pomocí PIV Kato měřil několik profilů blízko CSP, a to jeden rychlostní vertikální profil nad hlavou CSP (L3) a tři horizontální rychlostní profily. První horizontální rychlostní profil se nachází před ústy manekýna (L6), druhý je ve výšce pelvisu (L7) a poslední se nachází v úrovni nohou L8. PIV měření bylo uskutečněno také před hrudníkem manekýna, ale tyto výsledky nejsou k dispozici. Soubor s měřeními daty je dostupný na adrese <https://www.cfd-benchmarks.com/>. Výsledné průběhy měřených teplot a rychlostí proudění vzduchu ve všech sledovaných profilech jsou uvedeny na obrázcích 41 až 52.



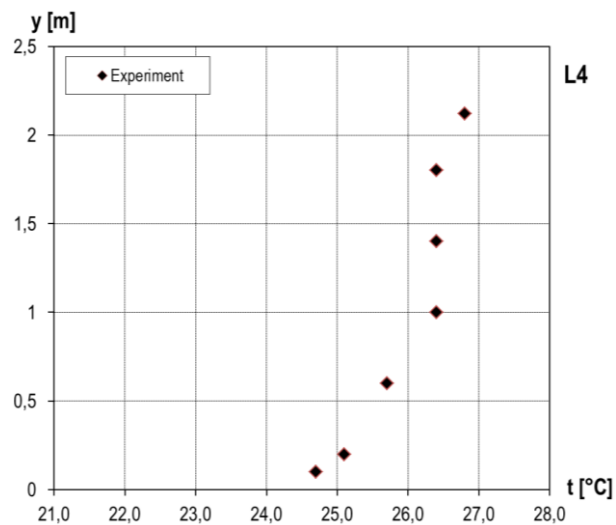
Obr. 40 Místa pro rychlostní a teplotní profily



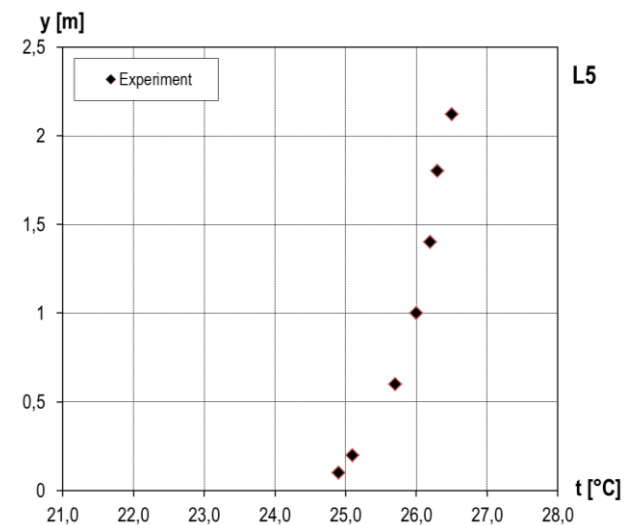
Obr. 41 Vertikální teplotní profil v L1 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



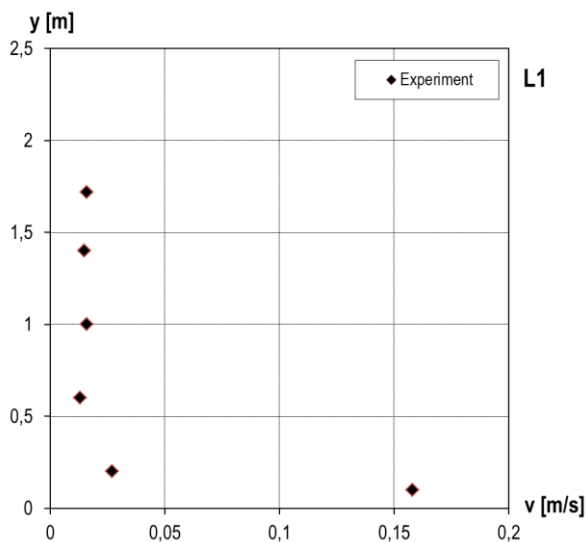
Obr. 42 Vertikální teplotní profil v L2 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



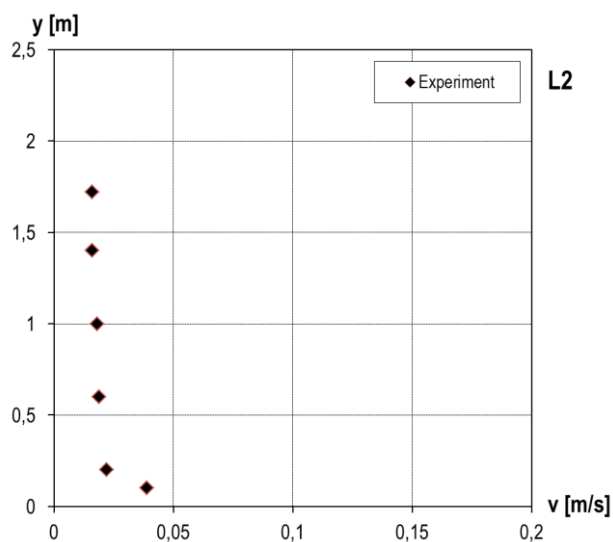
Obr. 43 Vertikální teplotní profil v L4 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



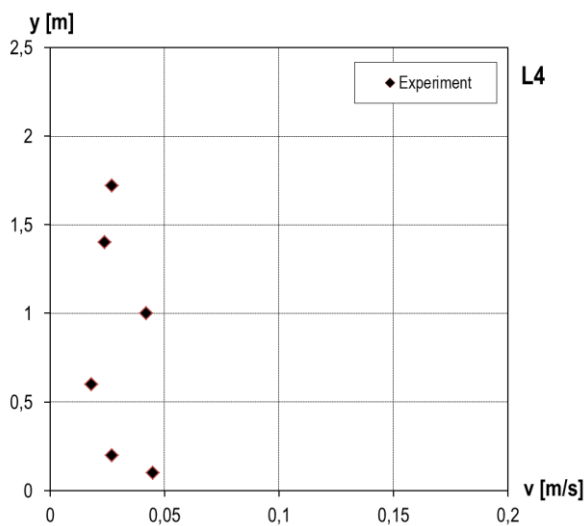
Obr. 44 Vertikální teplotní profil v L5 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



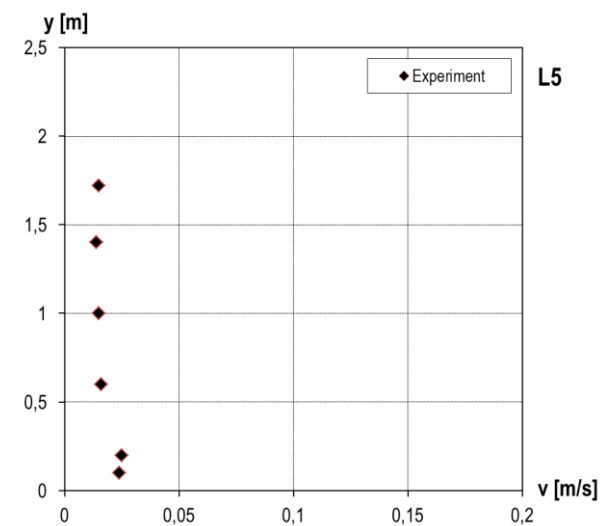
Obr. 45 Vertikální rychlostní profil v L1 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



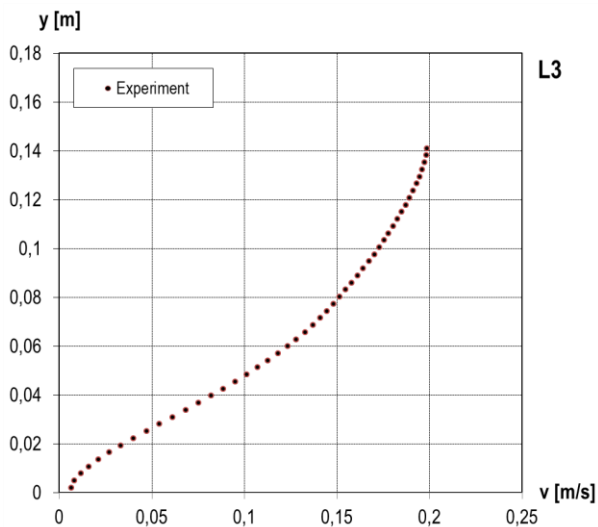
Obr. 46 Vertikální rychlostní profil v L2 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



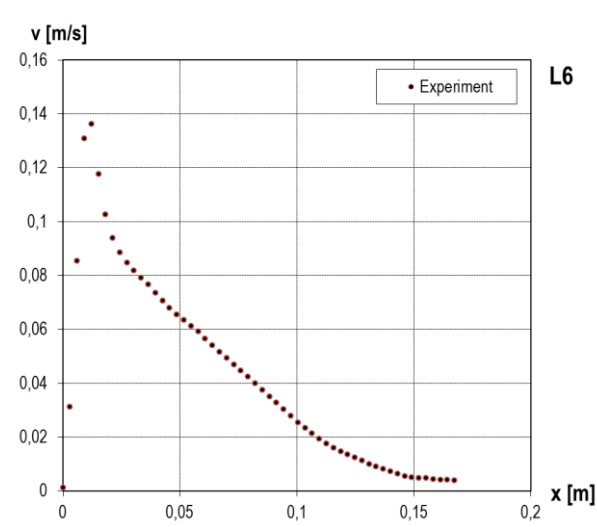
Obr. 47 Vertikální rychlostní profil v L4 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



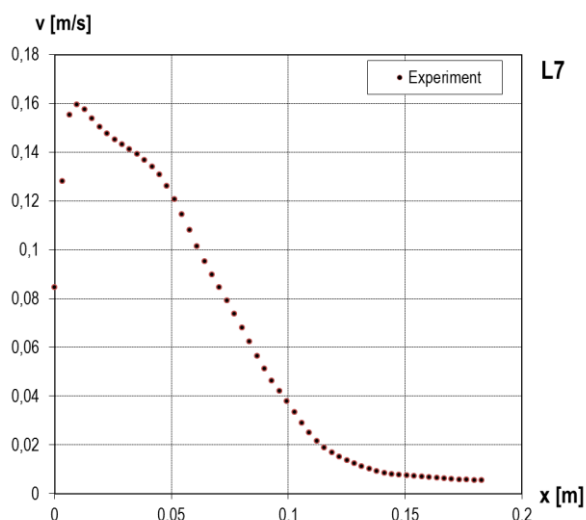
Obr. 48 Vertikální rychlostní profil v L5 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



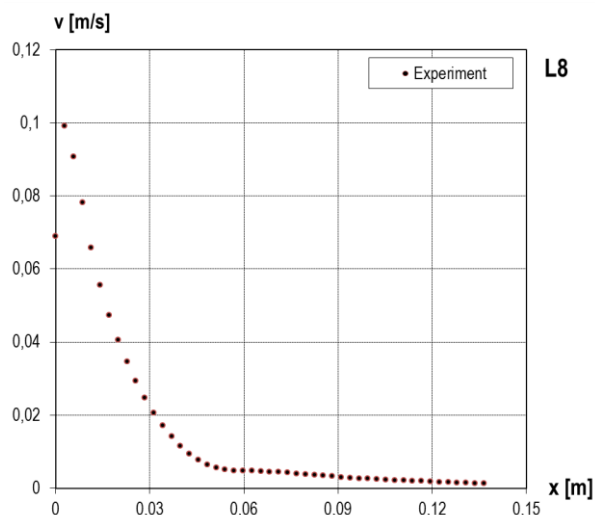
Obr. 49 Vertikální rychlostní profil v L3 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



Obr. 50 Horizontální rychlostní profil v L6 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



Obr. 51 Horizontální rychlostní profil v L7 – měřené hodnoty (Kato, 2005)



Obr. 52 Horizontální rychlostní profil v L8 – měřené hodnoty (Kato, 2005)

Na samotném povrchu CSP je hodnocena vypočtená povrchová teplota pomocí váženého průměru teplot jednotlivých částí těla. Vypočtené hodnoty jsou porovnány s měřenými teplotami povrchu termálního manekýna naměřenými při experimentu profesora Kato (2005). Tyto hodnoty uvádí tabulka 12. V případech, kdy je studována okrajová podmínka s konstantní povrchovou teplotou CSP, jsou uváděny tepelné toky na jednotlivých tělesných segmentech. Pro jejich porovnání jsou tepelné toky přepočteny na tepelné výkony celého CSP a ty dále porovnány s požadavkem benchmark testu resp. s tepelným výkonem termálního manekýna při experimentu profesora Kato (2005). V případech s modelem radiace to je celkový výkon 76 W, v případech bez modelu radiace (uvážující čistě konvekci) 38 W.

Tab. 12 Teplota povrchu termálního manekýna – měření (Kato, 2005)

Část těla	t_{body} [°C]
Záda	32,8
Hrudník	32,7
Hlava	32,7
Levá paže	32,7
Levá noha	30,5
Levá ruka	32,5
Levé lýtko	31,4
Levé rameno	32,6
Levé stehno	32
Pelvis	32,3
Pravá paže	32,6
Pravá noha	30,5
Pravá ruka	32,3
Pravé lýtko	31,4
Pravé rameno	32,8
Pravé stehno	32
Celkem	32,2

6.5.2 Hodnocení výsledků podle RMS a MAE

Druhé hodnocení výsledků je provedeno pomocí střední kvadratické odchylky RMS (Root Mean Square) a střední absolutní odchylky MAE (Mean Absolute Error) v jednotlivých profilech (L1 až L8) podle vzorců:

$$RMS = \sqrt{\frac{x^2}{N}} \quad x^2 = \sum_{i=1}^N [y_{mi} - y_{ei}]^2 \quad MAE = \frac{\sum_{i=1}^N |y_{ei} - y_{mi}|}{N} \quad (38-40)$$

kde: N počet měřených míst v profilu;
 y_{mi} vypočtená hodnota;
 y_{ei} měřená hodnota.

6.5.3 Generování výsledných dat

Data byla vygenerována v post-procesoru prostředí ANSYS Workbench z posledního uloženého časového kroku. Pomocí přímek ve sledovaných lokalitách byly vykresleny teplotní a rychlostní profily. Přímky v místech L1, L2, L4 a L5 byly složeny z 1000 bodů. Pokud by se profily vykreslovaly jen z monitorovacích bodů (resp. z měřených bodů), nebyl by výsledný profil hladký (plynulý) a některá zajímavá místa by mohla zůstat skryta. Vykreslením profilu z více bodů dostaneme informace o plném průběhu veličin v daném místě. V lokalitách blízko těla (L3, L6, L7, L8) byly vytvořeny kratší přímky. Počet bodů každé přímky odpovídal počtu bodů v PIV měření, tudíž vypočtené hodnoty v jednotlivých profilech lze velmi dobře porovnat.

6.6 Přehled řešených případů

Jak bylo výše zmíněno, bylo testováno několik skupin modelů turbulence, způsobů sdílení tepla a modelů radiace. Následující tabulka shrnuje všechny řešené případy a uvádí jejich okrajové podmínky. U každé skupiny je v závorce také číslo kapitoly, ve které jsou uvedeny výsledky.

Tab. 13 Přehled řešených případů a jejich okrajové podmínky

Část 1 – Vliv modelu turbulence (Kapitola 7.1)	
<u>Modely turbulence skupiny $k-\varepsilon$ (Kapitola 7.1.1)</u> <ul style="list-style-type: none"> • <i>Standard $k-\varepsilon$</i> • <i>RNG $k-\varepsilon$</i> • <i>Realizable $k-\varepsilon$</i> • <i>Low-Reynolds Number $k-\varepsilon$</i> 	Okrajové podmínky: <ul style="list-style-type: none"> • Inlet: $v = 0,182$ m/s, $t_a = 21,8$ °C • CSP: $51,4$ W/m², $\varepsilon_1 = 0,95$ • Stěny: $0,187$ W/m², $\varepsilon_2 = 0,9$ • Model radiace: <i>Discrete Ordinates (2x2)</i>
<u>Modely turbulence skupiny $k-\omega$ (Kapitola 7.1.2)</u> <ul style="list-style-type: none"> • <i>Standard $k-\omega$</i> • <i>BSL $k-\omega$</i> • <i>SST $k-\omega$</i> 	
<u>Vícerovnivé modely turbulence (Kapitola 7.1.3)</u> <ul style="list-style-type: none"> • <i>Transition $k-kl-\omega$</i> • <i>Transition SST</i> • <i>Reynolds Stress Model</i> 	
Část 2 – Vliv modelu radiace (Kapitola 7.2)	

<p><u>Porovnání modelu radiace <i>Discrete Ordinates a Surface-2-Surface</i> (Kapitola 7.2.1)</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • RKE, S2S (Realizable k-e, Surface-2-Surface) • RKE, DO (2x2) (Realizable k-e, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 2 \times 2$) • RKE, DO (3x3) (Realizable k-e, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 3 \times 3$) • RKE, DO (4x4) (Realizable k-e, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 4 \times 4$) • SSTKW, S2S (SST k-ω, Surface-2-Surface) • SSTKW, DO (2x2) (SST k-ω, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 2 \times 2$) • SSTKW, DO (3x3) (SST k-ω, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 3 \times 3$) • SSTKW, DO (4x4) (SST k-ω, Discrete Ordinates, $N_\theta \times N_\phi = 4 \times 4$) 	<p><u>Okrajové podmínky:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • Inlet: $v = 0,182$ m/s, $t_a = 21,8$ °C • CSP: $51,4$ W/m², $\varepsilon_1 = 0,95$ • Stěny: $0,187$ W/m², $\varepsilon_2 = 0,9$
<p>Část 3 – Způsoby sdílení tepla (Kapitola 7.3)</p>	
<p><u>Konstantní teplota na povrchu CSP (Kapitola 7.3.1)</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • A: $33,7$ °C (teplota povrchu CSP $33,7$ °C bez radiace) • B: $33,7$ °C (R) (teplota povrchu CSP $33,7$ °C s radiací) • C: $32,2$ °C (teplota povrchu CSP $32,2$ °C bez radiace) • D: $32,2$ °C (R) (teplota povrchu CSP $32,2$ °C s radiací) 	<p><u>Okrajové podmínky:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • Inlet: $v = 0,182$ m/s, $t_a = 21,8$ °C • CSP: $\varepsilon_1 = 0,95$ • Stěny: $0,187$ W/m², $\varepsilon_2 = 0,9$ • Model turbulence: <i>Realizable k-ε</i> • Model radiace: <i>Discrete Ordinates (3x3)</i>
<p><u>Konstantní tepelný tok na povrchu CSP (Kapitola 0)</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • A: 38 W (tepelný výkon: CSP 38 W = $25,6$ W/m²; stěny 10 W = $0,187$ W/m²; bez radiace) • B: 38 W + 38 W (tepelný výkon CSP 38 W = $25,6$ W/m²; stěny 38 W + 10 W = $0,9$ W/m²; bez radiace) • C: 76 W (R) (tepelný výkon CSP 76 W = $51,4$ W/m²; stěny 10 W = $0,187$ W/m²; s radiací) 	<p><u>Okrajové podmínky:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • Inlet: $v = 0,182$ m/s, $t_a = 21,8$ °C • CSP: $\varepsilon_1 = 0,95$ • Stěny: $\varepsilon_2 = 0,9$ • Model turbulence: <i>Realizable k-ε</i> • Model radiace: <i>Discrete Ordinates (3x3)</i>
<p><u>Nahrazení modelu radiace tepelným tokem na površích komory (Kapitola 0)</u></p>	<p><u>Okrajové podmínky:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> • Inlet: $v = 0,182$ m/s, $t_a = 21,8$ °C

<ul style="list-style-type: none">• 30:70 (tepelný výkon CSP $22,8 \text{ W} = 15,4 \text{ W/m}^2$; stěny $52,2 \text{ W} + 10 \text{ W} = 1,18 \text{ W/m}^2$)• 40:60 (tepelný výkon CSP $30,4 \text{ W} = 20,55 \text{ W/m}^2$; stěny $45,6 \text{ W} + 10 \text{ W} = 1,04 \text{ W/m}^2$)• 50:50 (tepelný výkon CSP $38 \text{ W} = 25,6 \text{ W/m}^2$; stěny $38 \text{ W} + 10 \text{ W} = 0,9 \text{ W/m}^2$)• 60:40 (tepelný výkon CSP $45,6 \text{ W} = 30,8 \text{ W/m}^2$; stěny $30,4 \text{ W} + 10 \text{ W} = 0,75 \text{ W/m}^2$)• 70:30 (tepelný výkon CSP $53,2 \text{ W} = 35,9 \text{ W/m}^2$; stěny $22,8 \text{ W} + 10 \text{ W} = 0,62 \text{ W/m}^2$)	<ul style="list-style-type: none">• Model turbulence: <i>Realizable k-ε</i>• bez modelu radiace
---	--

7 VÝSLEDKY A DISKUZE

V několika následujících kapitolách jsou popsány výsledky z jednotlivých částí výpočtu. První část je zaměřena na vliv modelu turbulence. Zabývá se hodnocením třemi skupinami modelů turbulence, a to $k-\varepsilon$, $k-\omega$ a vícerovnicovými modely. Na základě posouzení výsledků ze simulací a porovnáním s experimentem profesora Kato (2005) je vybrán nejvhodnější model turbulence z hlediska dosažených výsledků a výpočetní náročnosti. Další kapitola je věnována vlivu druhu modelu radiace na výsledky. Testovány jsou dva modely, a to *Discrete Ordinates* a *Surface-2-Surface*. Následuje poslední část, a to hodnocení způsobu sdílení tepla mezi modelem člověka a vnitřním prostředím. Porovnány jsou dvě okrajové podmínky – konstantní povrchová teplota CSP a konstantní povrchový tepelný tok CSP. Diskutován je také vliv zahrnutí radiace do výpočtu. Poslední způsob sdílení tepla je studie možnosti nahrazení výpočetně náročného modelu radiace okrajovou podmínkou (tepelným tokem) na površích výpočetní komory.

Výsledky v jednotlivých dílčích částech jsou rozděleny na posouzení teplotního pole pomocí vertikálních teplotních profilů, rychlostního pole pomocí vertikálních rychlostních profilů a okolí CSP pomocí vertikálních a horizontálních profilů rychlostí proudění vzduchu, jak bylo popsáno v kapitole 6.5.1. Samotný CSP je hodnocen porovnáním povrchové teploty (v případě okrajové podmínky konstantního tepelného toku na povrchu CSP) nebo povrchového toku na CSP (při okrajové podmínce konstantní povrchové teploty CSP). Na závěr každé hodnocené skupiny jsou výsledky shrnuty a zhodnoceny pomocí podélných řezů zobrazujících teplotní pole a pole proudění. Tyto řezy jsou vedeny prostředkem místnosti a protínají tak přírodní i odvodní prvek vzduchu a zároveň geometrii CSP.

7.1 Vliv modelu turbulence

V následujících podkapitolách jsou uvedeny výsledky ze simulací se třemi skupinami modelů turbulence. První skupinou jsou modely turbulence $k-\varepsilon$: *Standard k-ε*, *RNG k-ε*, *Realizable k-ε* a *Low-Re Number k-ε*. Druhou skupinu tvoří modely turbulence $k-\omega$: *Standard k-ω*, *k-ω BSL* a *k-ω SST*. Do poslední skupiny jsou zařazeny vícerovnicové modely *Transition k-kl-ω*, *Transition SST*, *Reynolds Stress Model*.

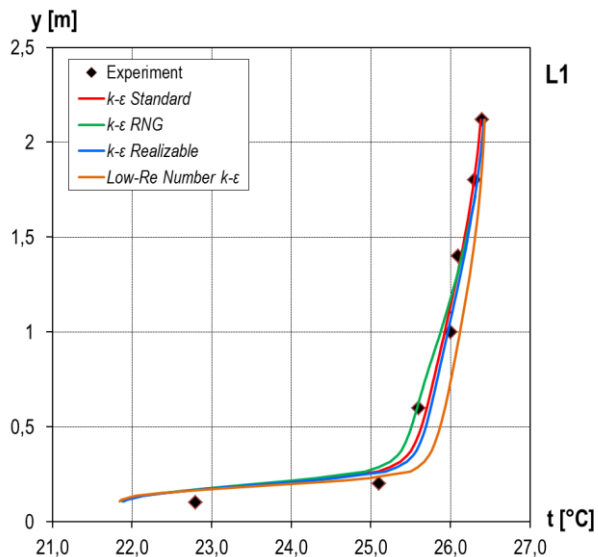
7.1.1 Modely turbulence skupiny $k-\varepsilon$

V rámci skupiny modelů turbulence $k-\varepsilon$ byly testovány čtyři modely, a to *Standard k-ε* (SKE), *RNG k-ε* (RNGKE), *Realizable k-ε* (RKE) a *Low-Re Number k-ε* (LRNKE). Výpočty byly provedeny s tepelným výkonem CSP 76 W (tj. 51,4 W/m²), s tepelným výkonem 10 W na stěnách komory (tj. 0,187 W/m²) a s modelem radiace *Discrete Ordinates* (viz kapitola 6).

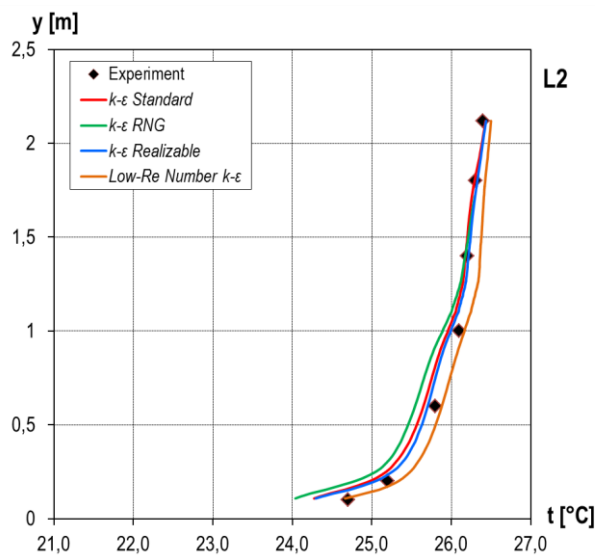
Teplotní pole

Na následujících grafech jsou vyobrazeny vertikální teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5 pro všechny čtyři zkoumané modely turbulence skupiny $k-\varepsilon$ spolu s profily měření profesora Kato (2005). V tabulce 14 jsou uvedeny střední kvadratické (RMS) a absolutní odchylky (MAE). V profilu L1 (obr. 53) mají všechny čtyři modely turbulence velmi podobný trend, který se přibližuje profilu měřených dat. Modely SKE, RKE a RNGKE nabývají téměř shodných hodnot. Model LRNKE hodnoty teplot mírně nadhodnocuje, především v dolní části prostoru, kde jsou hodnoty ze simulace oproti experimentu profesora Kato (2005) vyšší cca o 0,5 °C. Tomu také odpovídá MAE, která u modelu LRNKE je největší (0,398 °C), ačkoliv RMS má tento model v L1 nejnižší, a to 0,569 °C. Nejvyšší RMS je potom u modelu RNGKE s hodnotou 0,686 °C.

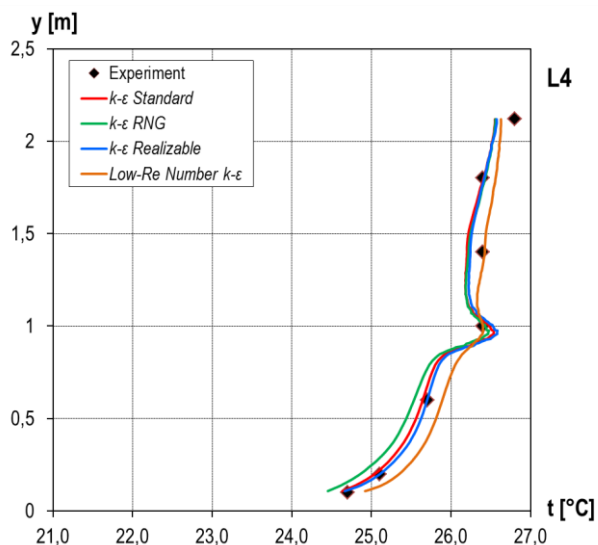
V dalším profilu (**L2**, obr. 54) mají také všechny modely turbulence podobný charakter. Kromě modelu LRNKE, který měřená data profesora Kato (2005) opět mírně převyšuje, jsou vypočtené teploty vzduchu u všech ostatních modelů ve spodní části domény (přibližně do výšky 1,2 m) nižší. V úrovni 1,4 m dosáhnou tyto modely stejné hodnoty jako je hodnota měřená (26,2 °C) a po zbytek profilu experimentální data velmi dobře kopírují. U modelu RNGKE jsou v tomto profilu obě spočítané odchylky nejvyšší (RMS = 0,335 °C; MAE = 0,245 °C), zatímco u modelu LRNKE nejnižší (RMS = 0,116 °C, MAE = 0,112 °C).



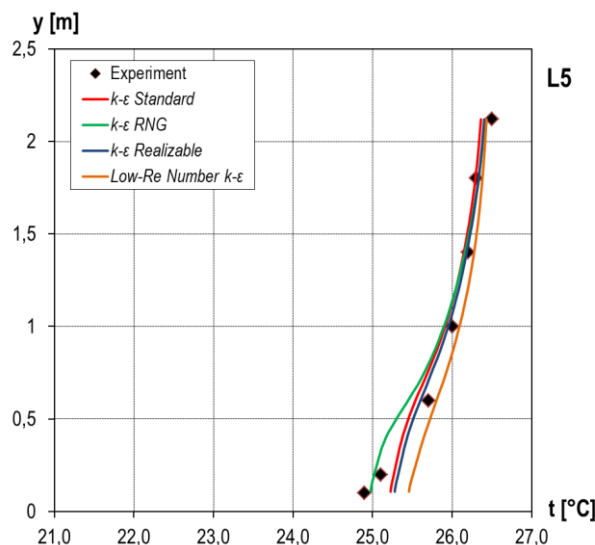
Obr. 53 Vertikální teplotní profily v L1 pro k-ε



Obr. 54 Vertikální teplotní profily v L2 pro k-ε



Obr. 55 Vertikální teplotní profily v L4 pro k-ε



Obr. 56 Vertikální teplotní profily v L5 pro k-ε

Obdobný trend jako u L2 je viditelný také v profilu **L4** (obr. 55). Modely SKE a RKE v dolní polovině prostoru velmi dobře sledují experimentální hodnoty profesora Kato (2005), model RNGKE má stejný trend, ale vypočtené teploty vzduchu jsou nižší. Na úrovni 1 m se tyto tři modely spojí, ale zároveň u všech dochází k poklesu hodnot při porovnání s experimentem. Od úrovně 1,5 m začíná teplota vzduchu opět narůstat a ve výšce 1,8 m dosáhne u všech tří modelů měřené hodnoty. Dále se teplota vzduchu mírně zvyšuje, ale v posledním měřeném bodě zůstává o 0,2 °C nižší. Model LRNKE jako jediný nezaznamenal v úrovni 1 m tak výrazný nárůst teploty jako první tři modely. Nicméně v dolní části prostoru opět měřená data převyšuje, a od výšky

cca 1,1 m má průběh prakticky lineární charakter. Nejvyššího měřeného bodu také nedosáhl. V tomto profilu jsou u modelu RNGKE opět nejvyšší obě odchylky, a to $RMS = 0,194 \text{ } ^\circ\text{C}$ a $MAE = 0,168 \text{ } ^\circ\text{C}$. Nejmenší RMS s hodnotou $0,119 \text{ } ^\circ\text{C}$ a MAE s hodnotou $0,088 \text{ } ^\circ\text{C}$ jsou u modelu RKE.

V posledním profilu **L5** (obr. 56) mají modely SKE a RKE prakticky shodný průběh, ale ve spodní části (blízko podlahy) měřená data převyšují. Teplotní profil modelu RNGKE začíná se stejnou hodnotou jako je měřená ($24,9 \text{ } ^\circ\text{C}$), ale pak se jeho teplota vzduchu začíná zvyšovat velmi pozvolně a až do úrovně 1 m nedosahuje svými hodnotami experimentu profesora Kato (2005). V tomto místě se modely SKE, RKE a RNGKE spojí a ve zbytku profilu mají shodný průběh. LRNKE jako jediný výsledné teploty vzduchu v porovnání s měřením nadhodnotil v celé výšce vertikálního profilu. Tomu odpovídají také obě odchylky, které jsou pro tento model v profilu L5 nejvyšší ($RMS = 0,269 \text{ } ^\circ\text{C}$, $MAE = 0,197 \text{ } ^\circ\text{C}$). Nejnižší RMS a MAE vyšly pro model RNGKE ($RMS = 0,118 \text{ } ^\circ\text{C}$, $MAE = 0,096 \text{ } ^\circ\text{C}$).

Tab. 14 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (modely k-ε)

	RMS - t_a [$^\circ\text{C}$]				MAE - t_a [$^\circ\text{C}$]			
	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE
L1	0,64963	0,68660	0,63239	0,56913	0,37265	0,39649	0,37571	0,39883
L2	0,21470	0,33578	0,19398	0,11641	0,15056	0,24552	0,12909	0,11232
L4	0,13503	0,19368	0,11970	0,15839	0,10934	0,16782	0,08898	0,13468
L5	0,16402	0,11844	0,17446	0,26972	0,13410	0,09644	0,12733	0,19727

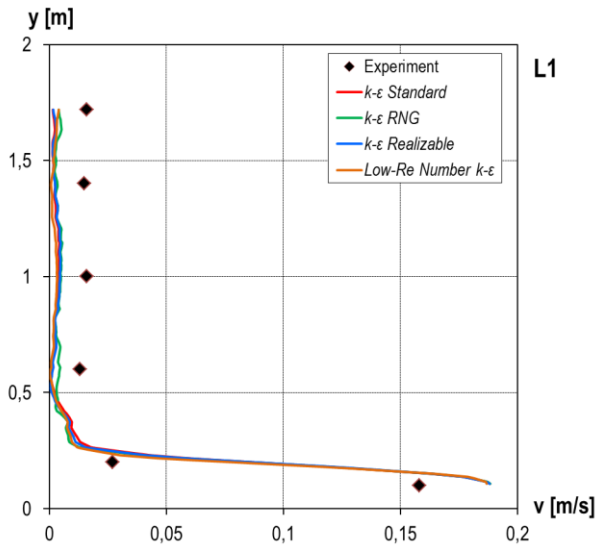
Rychlostní pole

Vertikální rychlostní profily všech modelů turbulence v místě **L1** (obr. 57) mají totožný průběh a shodný trend s experimentálními daty profesora Kato (2005), ale v celé výšce profilu jsou vypočtené hodnoty rychlostí proudění vzduchu nižší, než jsou hodnoty měřené. To je také dobře patrné v tabulce 15, kde odchylky RMS i MAE jsou u všech modelů turbulence nejvyšší právě v profilu L1. Podobně je tomu v místě **L5** (obr. 60), kde mají profily jednotlivých modelů turbulence shodný průběh a zároveň v porovnání s experimentem nabývají nižších hodnot po celé výšce.

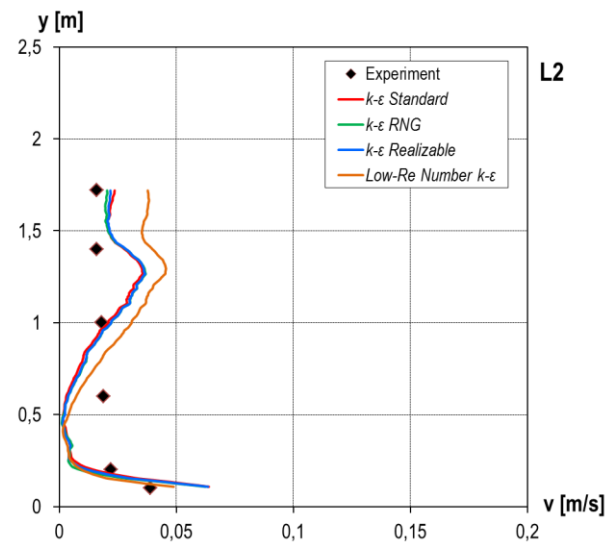
Největší rozdíly jak mezi jednotlivými modely turbulence, tak mezi modely turbulence a experimentem profesora Kato jsou patrné v místech L2 a L4. Tato dvě místa jsou velmi blízko CSP, tudíž budou na výsledky také nejvíce citlivé. V profilu **L2** (obr. 58) se žádný z použitých modelů turbulence nepřiblížil průběhu měřených dat. Od úrovně podlahy do výšky přibližně 0,5 m rychlost proudění výrazně klesá až prakticky na nulovou hodnotu. Poté začíná lineárně narůstat, v úrovni 1 m je jediné místo, kdy se vypočtené hodnoty protnou s měřenými, pak dále narůstají a ve výšce 1,3 m zpět klesají. Nárůst a poté pokles je nejvýraznější u modelu LRNKE. Modely SKE, RKE a RNGKE mají stejný průběh, a tudíž mají také přibližně stejně velké odchylky RMS (cca $0,015 \text{ m/s}$) i MAE (cca $0,012 \text{ m/s}$). U modelu LRNKE jsou obě odchylky o něco vyšší.

Všechny hodnocené modely mají v profilu **L4** (obr. 59) do výšky 1 m podobný průběh. V prvním měřeném bodě (výška 0,1 m) modely SKE, RKE a RNGKE mají stejnou hodnotu jako je měřená, poté začíná rychlost proudění vzduchu klesat a ve výšce 0,2 m dosáhne téměř nulové hodnoty, což je výrazně nižší oproti experimentu profesora Kato (2005). Rychlost pak začíná stoupat a ve výšce 1 m dosáhne maximální hodnoty. Model turbulence LRNKE se jako jediný shoduje v tomto místě s experimentem, ostatní modely jeho hodnotu značně převýšily. Od této výšky začíná rychlost proudění vzduchu střídavě klesat a narůstat. Pokud bychom touto částí

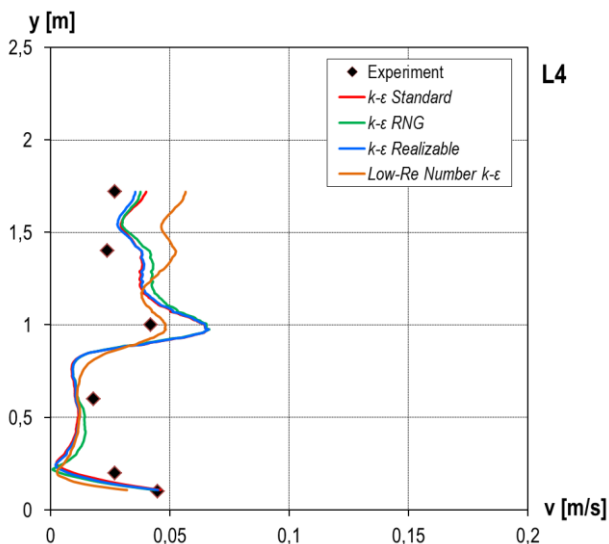
proložili přímkou, celkově by rychlosti pro modely SKE, RKE a RNGKE klesaly a naopak pro LRNKE stoupaly. Odchytky RMS i MAE jsou v tomto profilu pro všechny čtyři modely téměř shodné, obě nabývají hodnot cca 0,011 m/s.



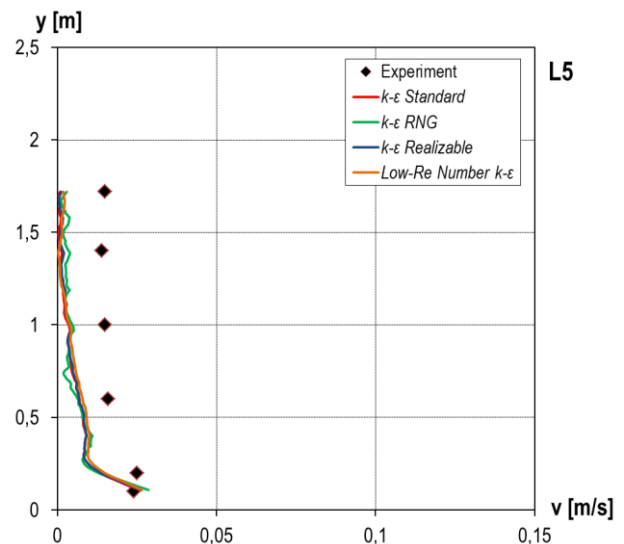
Obr. 57 Vertikální rychlostní profily v L1 pro $k-\epsilon$



Obr. 58 Vertikální rychlostní profily v L2 pro $k-\epsilon$



Obr. 59 Vertikální rychlostní profily v L4 pro $k-\epsilon$



Obr. 60 Vertikální rychlostní profily v L5 pro $k-\epsilon$

Tab. 15 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely $k-\epsilon$)

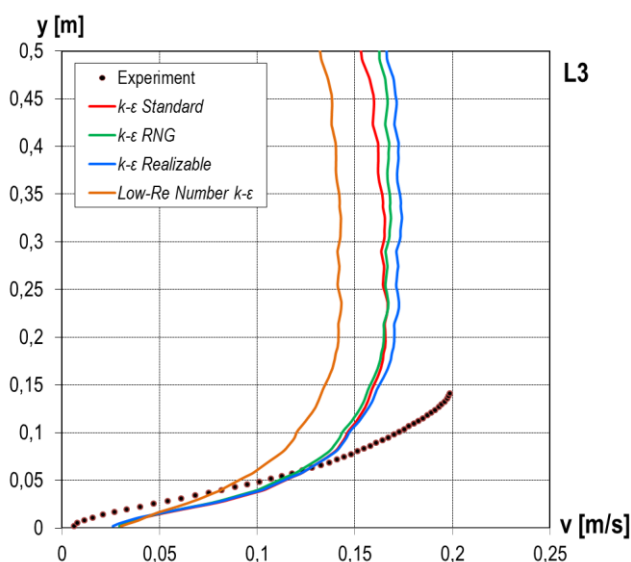
	RMS - v [m/s]				MAE - v [m/s]			
	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE
L1	0,02966	0,02877	0,02956	0,02637	0,02377	0,02230	0,02358	0,02202
L2	0,01503	0,01518	0,01515	0,01691	0,01243	0,01290	0,01273	0,01624
L4	0,01448	0,01603	0,01442	0,02000	0,01331	0,01406	0,01288	0,01694
L5	0,01100	0,01030	0,01072	0,01054	0,01038	0,01007	0,01017	0,00996

CSP a jeho okolí

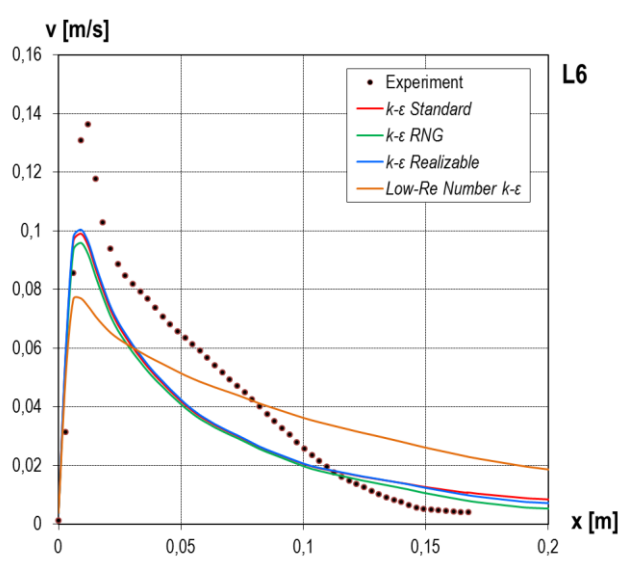
Počáteční rychlost proudění vzduchu nad hlavou CSP (L3, obr. 61) je ve všech čtyřech posuzovaných modelech přibližně o 0,02 m/s vyšší oproti experimentu profesora Kato (2005). Rychlost proudění vzduchu pak stoupá, nejrychleji u modelu LRNKE. Výsledné rychlosti u modelů SKE, RKE a RNGKE nabývá prakticky stejných hodnot přibližně do výšky 0,07 m nad hlavou

CSP, pak se jednotlivé modely turbulence začínají lišit. Nejvyšší maximální rychlosti dosáhl model turbulence RKE, a to 0,174 m/s ve výšce 0,33 m nad hlavou. Ve stejné výšce dosáhl svého maxima také model turbulence RNGKE a to hodnotou 0,168 m/s. Zajímavé je, že zbylé dva modely dosáhly maximální hodnoty také ve stejné výšce, a to 0,233 m. U modelu SKE to je hodnota 0,166 m/s a u LRNKE 0,143 m/s, což je nejnižší hodnota ze všech hodnocených modelů. Žádný z modelů se nepřiblížil k maximální naměřené hodnotě profesora Kato (2005), která je 0,2 m/s. Průběhy rychlostních profilů v L3 odpovídají také odchylkám RMS a MAE v tabulce 16, které jsou nejvyšší pro model turbulence LRNKE (RMS = 0,041 m/s, MAE = 0,035 m/s).

Maximální rychlost proudění vzduchu v horizontálním profilu **L6** před tváří CSP (obr. 62) nedosáhla u žádného modelu turbulence skupiny $k-\varepsilon$ měřené hodnoty 0,136 m/s. Modely SKE a RKE mají téměř stejný průběh a dosáhly maximální rychlosti 0,1 m/s, RNGKE má velmi podobný trend jako dva předchozí, ale jeho maximální rychlost je nižší, a to 0,092 m/s. Výrazně odlišný průběh je patrný u LRNKE. Jednak dosáhl nejnižší rychlosti (0,077 m/s) a se vzdáleností rychlost proudění vzduchu klesá mnohem pomaleji než u prvních tří modelů i u experimentu profesora Kato (2005). Díky tomu pro tento model vyšla největší RMS (0,02833 m/s) i MAE (0,02411 m/s) odchylka. Celkově v tomto posuzovaném místě žádný z výsledných profilů jednotlivých modelů turbulence neodpovídá profilu měřených dat profesora Kato (2005).



Obr. 61 Vertikální rychlostní profily v L3 pro $k-\varepsilon$

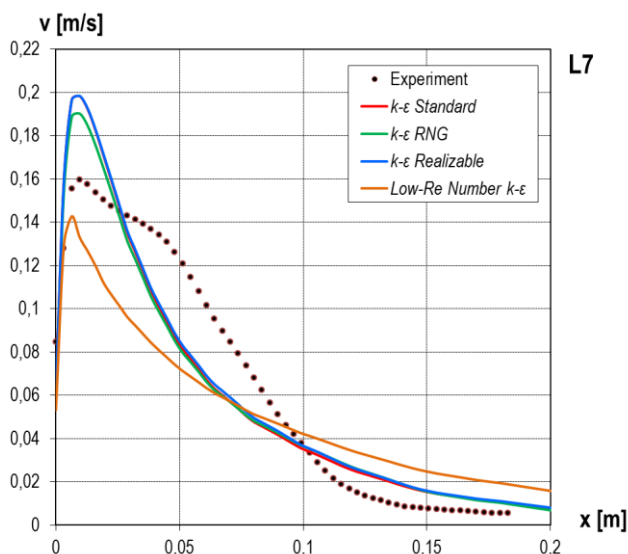


Obr. 62 Horizontální rychlostní profily v L6 pro $k-\varepsilon$

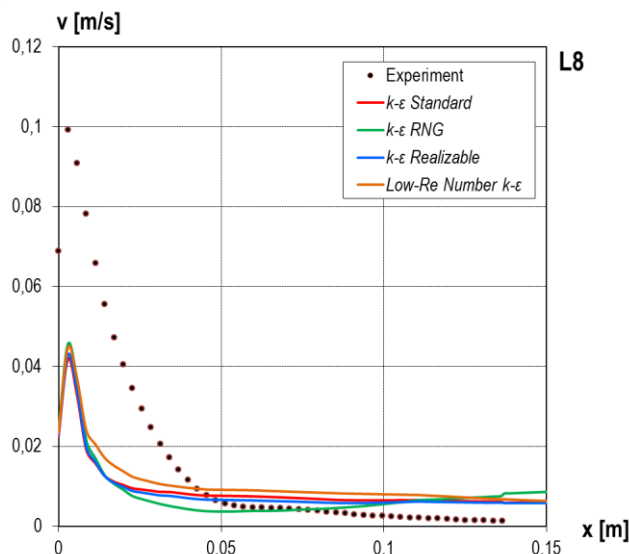
V případě rychlostních profilů v **L7** (tj. v úrovni pelvisu) na obrázku 63 došlo k opačné situaci než v L6, kdy výsledné maximální hodnoty modelů SKE, RKE a RNGKE experimentální data profesora Kato (2005) naopak převýšily, a to více než o 0,04 m/s. Nejvyšší maximální rychlost nastala u modelů SKE a RKE (0,198 m/s), které mají navíc stejný průběh a v grafu se tudíž překrývají. Model RNGKE jako v předešlém profilu má podobný trend jako první dva modely, ale jeho maximální rychlost je 0,19 m/s. Nejnižší maximální rychlost (0,143 m/s) je opět u LRNKE, který má v tomto profilu ze všech hodnocených modelů turbulence nejvyšší RMS (0,028 m/s) i MAE (0,024 m/s).

V úrovni nohou (**L8**, obr. 64) se žádný z modelů turbulence $k-\varepsilon$ nepřiblížil průběhu hodnot z měření profesora Kato (2005). Měřená rychlost proudění vzduchu dosáhne maximální rychlosti 0,1 m/s a do vzdálenosti 0,05 m rychlost prudce klesá až na hodnotu 0,006 m/s. Poté se rychlost proudění snižuje už jen velmi mírně, prakticky až na nulovou hodnotu. Trend ve vypočtených

profílech rychlostí proudění vzduchu je u všech modelů turbulence shodný. Po dosažení maxima, které je u všech přibližně 0,045 m/s, rychlost prudce klesá do vzdálenosti 0,02 m, pak už se rychlost mění jen velmi pomalu. Všechny čtyři hodnocené modely mají také přibližně stejně velké RMS odchylky, a to cca 0,020 m/s i MAE odchylky s hodnotou cca 0,011 m/s.



Obr. 63 Horizontální rychlostní profily v L7 pro k-ε



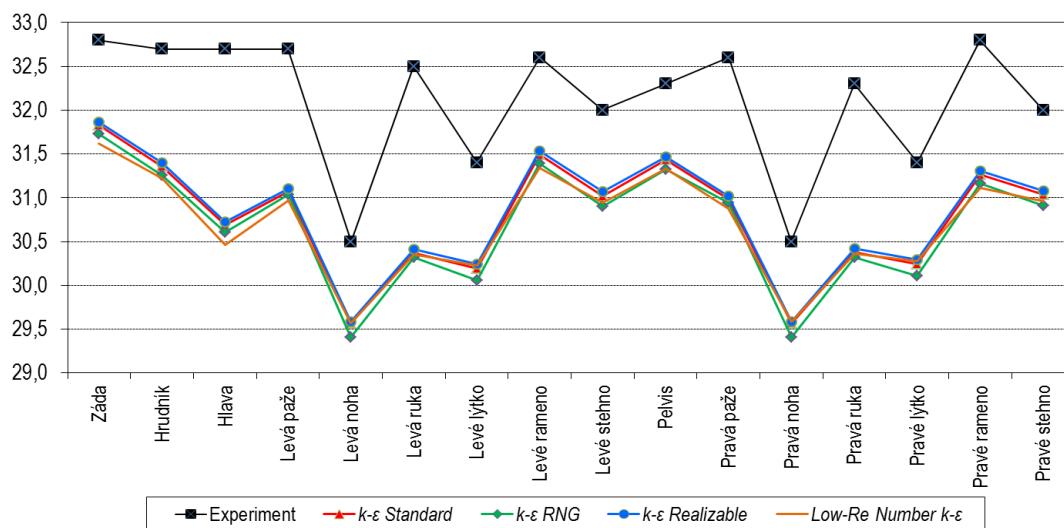
Obr. 64 Horizontální rychlostní profily v L8 pro k-ε

Tab. 16 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (modely k-ε)

	RMS - v [m/s]				MAE - v [m/s]			
	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE
L3	0,02533	0,02613	0,02397	0,04105	0,02265	0,02328	0,02144	0,03584
L6	0,01647	0,01719	0,01601	0,02055	0,01358	0,01365	0,01323	0,01696
L7	0,02065	0,02024	0,02006	0,02833	0,01657	0,01636	0,01630	0,02411
L8	0,02062	0,02025	0,02047	0,01922	0,00000	0,01182	0,01166	0,01187

Teplota na povrchu CSP

Povrchová teplota CSP pro jednotlivé části těla je graficky znázorněná na obrázku 65 a číselně potom v tabulce 17. Vypočtená teplota povrchu CSP je u všech modelů turbulence nižší oproti naměřeným výsledkům profesora Kato (2005). Největší rozdíly mezi vypočtenými teplotami a experimentem jsou na hlavě, kde je rozdíl cca 2 °C (u modelu LRNKE dokonce 2,24 °C) a u obou rukou. U pravé ruky jsou vypočtené teploty přibližně o 1,6 °C nižší a u levé ruky je tento rozdíl dokonce 2,1 °C. Nejvyšší výsledná povrchová teplota celého těla, která byla dosažena pomocí modelu RKE (30,99 °C) je o 1,2 °C nižší než teplota měřená. Celkově model RKE dosáhl nejmenších odchylek uvedených v tabulce 18, a to RMS 1,39 °C a MAE 1,29 °C.



Obr. 65 Teplota na povrchu CSP pro $k-\epsilon$

Tab. 17 Povrchová teplota CSP pro modely turbulence $k-\epsilon$

Část těla	Teplota povrchu těla [°C]					Rozdíl (CFD-Experiment) [°C]			
	Experiment	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE
Záda	32,8	31,83	31,73	31,87	31,62	-0,97	-1,07	-0,93	-1,18
Hrudník	32,7	31,36	31,25	31,40	31,22	-1,34	-1,45	-1,30	-1,48
Hlava	32,70	30,69	30,61	30,73	30,46	-2,01	-2,09	-1,97	-2,24
Levá paže	32,70	31,07	31,04	31,10	30,97	-1,63	-1,66	-1,60	-1,73
Levá noha	30,50	29,57	29,41	29,58	29,57	-0,93	-1,09	-0,92	-0,93
Levá ruka	32,50	30,37	30,32	30,41	30,35	-2,13	-2,18	-2,09	-2,15
Levé lýtko	31,40	30,19	30,06	30,25	30,23	-1,21	-1,34	-1,15	-1,17
Levé rameno	32,60	31,49	31,39	31,54	31,34	-1,11	-1,21	-1,06	-1,26
Levé stehno	32,00	31,02	30,90	31,07	30,94	-0,98	-1,10	-0,93	-1,06
Pelvis	32,30	31,43	31,33	31,47	31,33	-0,87	-0,97	-0,83	-0,97
Pravá paže	32,60	30,99	30,95	31,02	30,88	-1,61	-1,65	-1,58	-1,72
Pravá noha	30,50	29,57	29,41	29,58	29,58	-0,93	-1,09	-0,92	-0,92
Pravá ruka	32,30	30,38	30,32	30,42	30,36	-1,92	-1,98	-1,88	-1,94
Pravé lýtko	31,40	30,24	30,11	30,29	30,28	-1,16	-1,29	-1,11	-1,12
Pravé rameno	32,80	31,27	31,16	31,31	31,11	-1,53	-1,64	-1,49	-1,69
Pravé stehno	32,00	31,04	30,91	31,08	30,96	-0,96	-1,09	-0,92	-1,04
Celkem	32,20	30,95	30,84	30,99	30,85	-1,25	-1,36	-1,21	-1,35

Tab. 18 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (modely $k-\epsilon$)

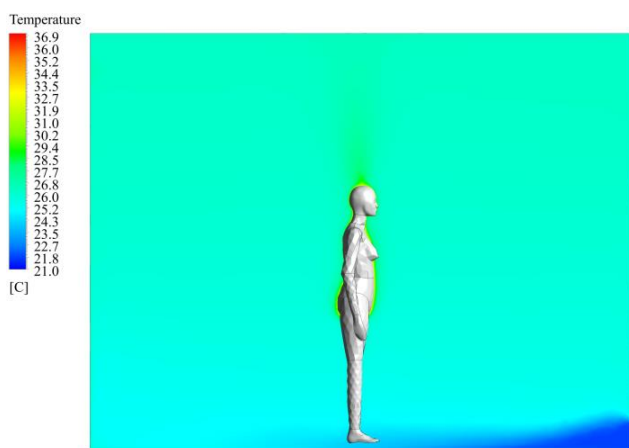
	RMS - t [°C]				MAE - t [°C]			
	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE	SKE	RNGKE	RKE	LRNKE
t_{body}	1,39270	1,48209	1,35641	1,47611	1,33150	1,43237	1,29375	1,41250

Shrnutí výsledků

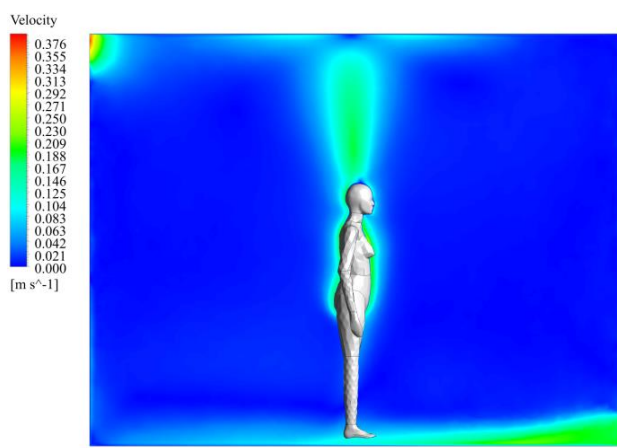
V profilech teplot vzduchu je viditelný shodný trend mezi všemi modely skupiny $k-\epsilon$. Modely turbulence SKE, RNGKE a RKE dosáhly prakticky stejných teplot vzduchu. Model turbulence LRNKE jako jediný nadhodnotil teploty vzduchu v celé doméně. Větší rozdíly mezi jednotlivými modely i mezi modely a experimentem profesora Kato (2005) jsou v dolní části prostoru, přibližně do úrovně 1 m. Rychlostní profily získané měřením žádný z modelů turbulence $k-\epsilon$ dostatečně nevystihl. V místech L1 a L5 mají výsledky všech modelů shodný trend, jako mají měřená data, ale po celé výšce profilu jsou vypočtené rychlosti proudění vzduchu oproti experimentu nižší. Největší rozdíly mezi výsledky jednotlivých modelů a experimentem jsou

v profilech před a za CSP. Ve všech rychlostech proudění vzduchu v okolí CSP došlo k podhodnocení maximální rychlosti mimo úroveň pelvisu, kde modely SKE, RKE a RNGKE maximální hodnotu převýšily. Ve všech horizontálních profilech je viditelná menší tloušťka konvektivní mezní vrstvy kolem těla CSP, než jaká je patrná v profilech získaných měření profesora Kato (2005). Pokud porovnáme jednotlivé modely turbulence podle vypočtených středních kvadratických a absolutních odchylek, nelze vyhodnotit jeden model, který by dosáhl nejmenších resp. největších odchylek ve všech sledovaných profilech současně. Nicméně celkově nejvíce nejmenších RMS a MAE dosáhl model turbulence RKE a největších potom model LRNKE.

Na podélných řezech teplotních polí (obr. 66, 68, 70, 72) nejsou vidět žádné výraznější rozdíly, což také vyplynulo z vertikálních teplotních profilů. Na podélných řezech rychlostních polí (obr. 67, 69, 71, 73) jsou vidět mírné rozdíly právě v tloušťce konvektivní mezní vrstvy kolem CSP a také v tepelném proudění nad hlavou CSP. Důvodem pro celkově tenčí vrstvu kolem manekýna jsou podhodnocené povrchové teploty CSP (přibližně o 1 °C až 2 °C v porovnání s experimentem profesora Kato (2005)). Díky nižším teplotám povrchu CSP a tudíž menšímu rozdílu teplot mezi povrchem a okolním vzduchem jsou menší také vztlakové síly, které generují konvektivní proudění kolem CSP. Spíše než modely turbulence bude mít vliv na teploty povrchu model radiace, který bude diskutován v další kapitole.



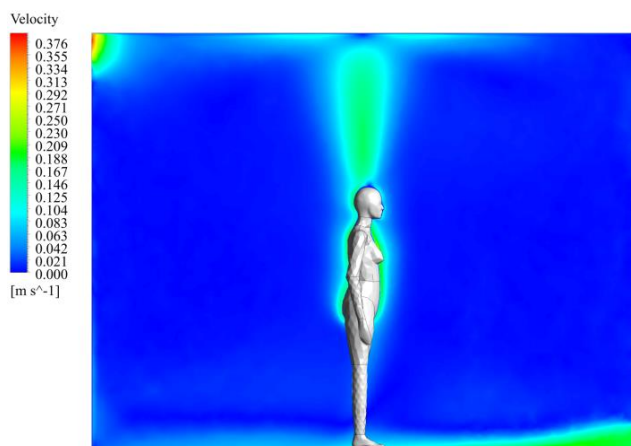
Obr. 66 Teplotní pole – Standard $k-\epsilon$



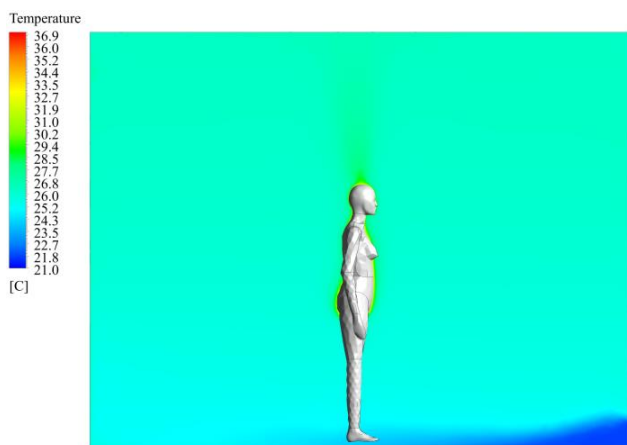
Obr. 67 Rychlostní pole – Standard $k-\epsilon$



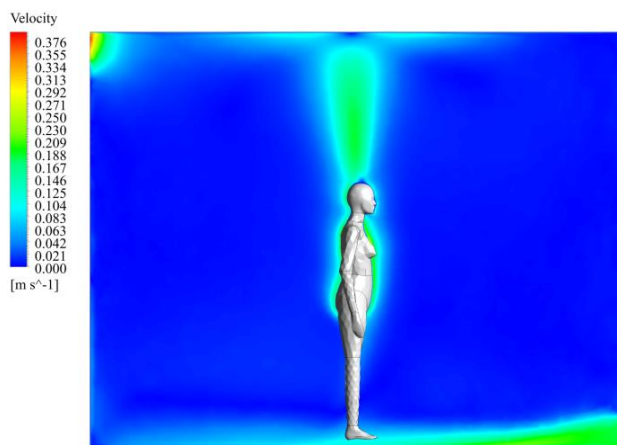
Obr. 68 Teplotní pole – RNG $k-\epsilon$



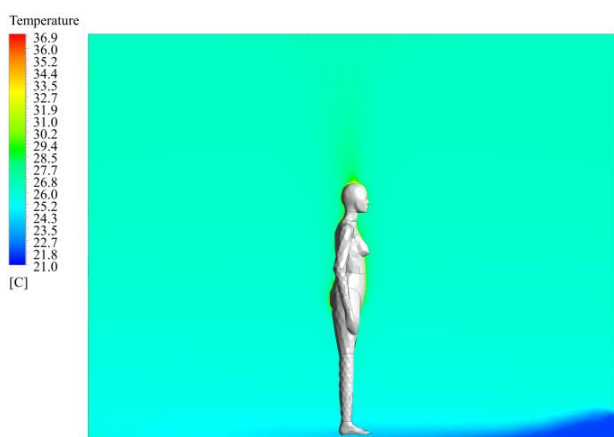
Obr. 69 Rychlostní pole – RNG $k-\epsilon$



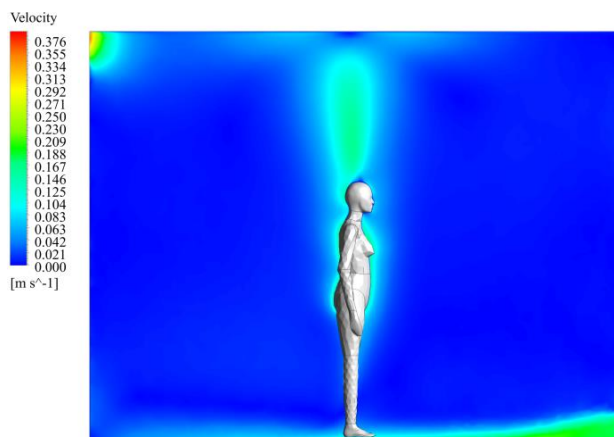
Obr. 70 Teplotní pole – Realizable $k-\epsilon$



Obr. 71 Rychlostní pole – Realizable $k-\epsilon$



Obr. 72 Teplotní pole – Low-Re Number $k-\epsilon$



Obr. 73 Rychlostní pole – Low-Re Number $k-\epsilon$

7.1.2 Modely turbulence $k-\omega$

V této části jsou uvedeny výsledky ze simulací s modely turbulence skupiny $k-\omega$, a to: $k-\omega$ Standard (SKW), $k-\omega$ BSL (BSLKW) a $k-\omega$ SST (SSTKW). Výpočty byly provedeny s tepelným výkonem CSP 76 W (tj. 51,4 W/m²), s tepelným výkonem 10 W na stěnách komory (tj. 0,187 W/m²) a s modelem radiace *Discrete Ordinates* (viz kapitola 6).

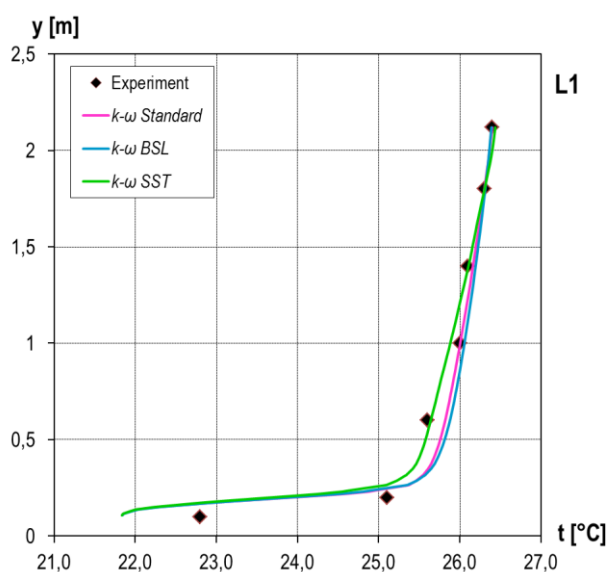
Teplotní pole

Na obrázcích 74 až 77 jsou srovnány vertikální teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5 pro tři modely turbulence ze skupiny $k-\omega$ spolu s profily měřených hodnot profesora Kato (2005). V tabulce 19 jsou uvedeny střední kvadratické (RMS) a absolutní (MAE) odchylky všech zkoumaných modelů. V profilu L1 (obr. 74) se model turbulence SSTKW, kromě úrovně 1 m, dobře shoduje s experimentem profesora Kato (2005), ačkoliv má v tomto místě největší RMS (0,653 °C) a MAE (0,372 °C) ze všech tří hodnocených modelů turbulence. Modely SKW a BSLKW v dolní části místnosti teploty vzduchu nadhodnotily, od úrovně 1 m už se s měřením také shodují.

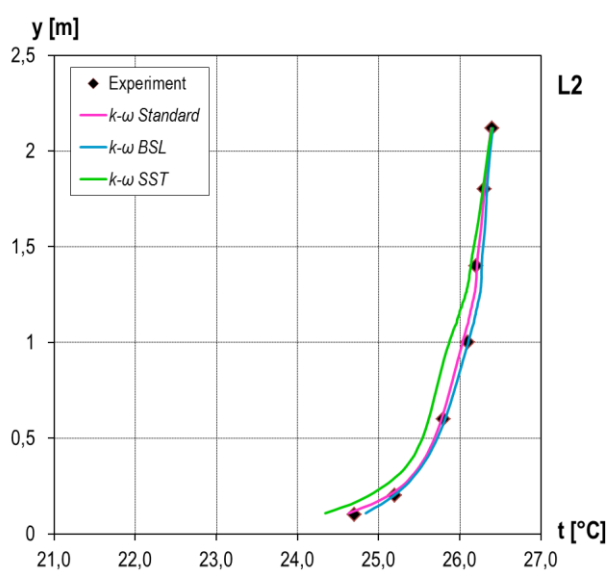
Modely turbulence BSLKW a SKW velmi dobře obstály v profilu L2 (obr. 75), kde po celé výšce protínají naměřená data profesora Kato (2005). Oproti tomu vypočtené teploty vzduchu u modelu SSTKW jsou až do výšky 1,4 m oproti experimentu nižší přibližně o 0,4 °C. Od této úrovně do zbytku profilu již výsledky měřených hodnot nabývají. Těmto průběhům také odpovídají RMS i MAE, které jsou pro modely SKW a BSLKW přibližně 0,05 °C (RMS) a 0,04 °C (MAE), zatímco pro SSTKW je RMS = 0,227 °C a MAE = 0,175 °C.

Vertikální teplotní profily v rovině **L4** (obr. 76) mají u všech tří modelů turbulence obdobný průběh. Model SSTKW jako jediný protíná na počátku profilu měřenou hodnotu profesora Kato (2005), ale od úrovně 0,6 m jsou jeho výsledné teploty oproti experimentu nižší. Modely SKW a BSLKW naopak v dolní polovině měřené teploty převyšují a od výšky 0,6 m vycházejí v porovnání s měřením také nižší. V tomto profilu dosáhl nejnižší RMS i MAE model turbulence SSTKW, a to $RMS = 0,199 \text{ } ^\circ\text{C}$ a $MAE = 0,167 \text{ } ^\circ\text{C}$. Nejvyšší odchylky nastaly u modelu BSLKW ($RMS = 0,256 \text{ } ^\circ\text{C}$; $MAE = 0,22 \text{ } ^\circ\text{C}$).

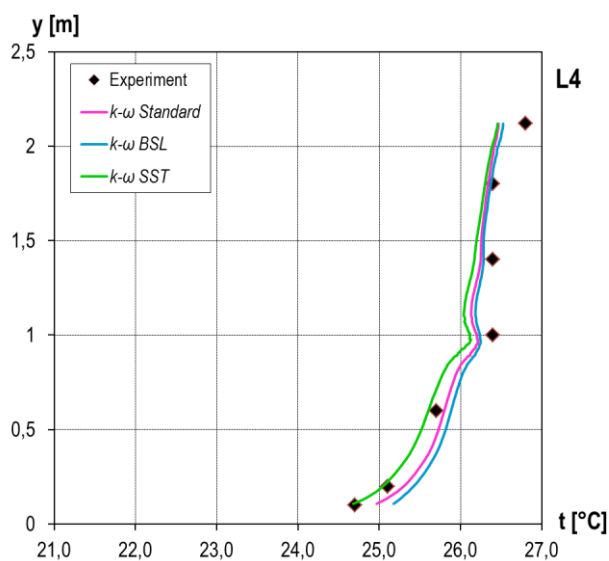
Výrazné rozdíly mezi jednotlivými modely turbulence nastaly ve spodní části profilu **L5** (obr. 77). V prvním měřeném bodě (0,1 m nad podlahou) je největší rozdíl mezi SSTKW a BSLKW, a to $0,5 \text{ } ^\circ\text{C}$. Rozdíl teplot vzduchu mezi modely se s rostoucí výškou zmenšuje a od úrovně 1 m už mají všechny tři modely turbulence shodný průběh v souladu s experimentem profesora Kato (2005). Nejmenší odchylky od experimentu jsou opět u modelu turbulence SSTKW, a to $RMS = 0,143 \text{ } ^\circ\text{C}$ a $MAE = 0,122 \text{ } ^\circ\text{C}$.



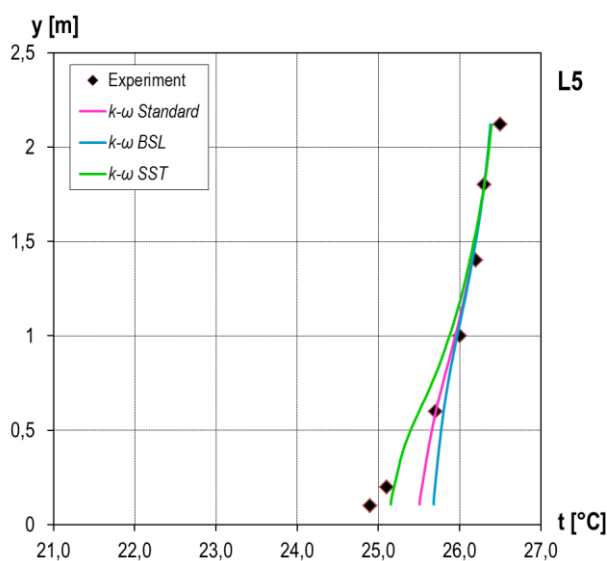
Obr. 74 Vertikální teplotní profily v L1 pro $k-\omega$



Obr. 75 Vertikální teplotní profily v L2 pro $k-\omega$



Obr. 76 Vertikální teplotní profily v L4 pro $k-\omega$



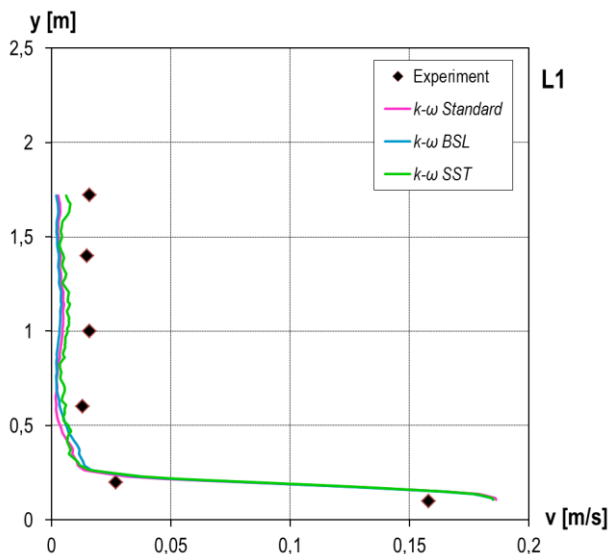
Obr. 77 Vertikální teplotní profily v L5 pro $k-\omega$

Tab. 19 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (modely $k-\omega$)

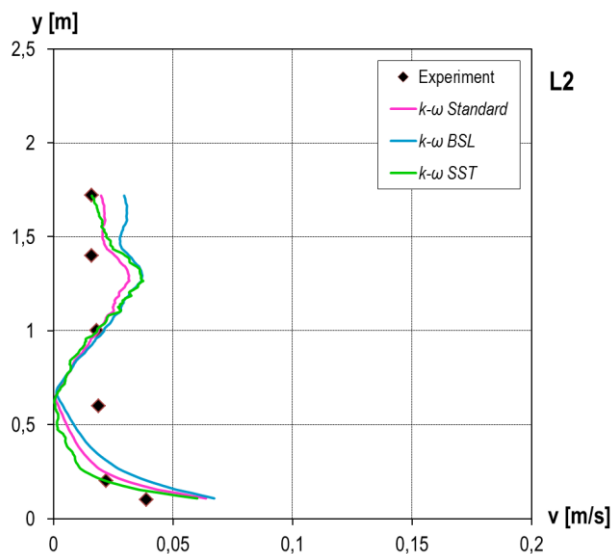
	RMS - t_a [°C]			MAE - t_a [°C]		
	SKW	BSLKW	SSTKW	SKW	BSLKW	SSTKW
L1	0,58236	0,59717	0,65353	0,34813	0,37661	0,37229
L2	0,05882	0,05202	0,22761	0,04458	0,03695	0,17540
L4	0,20048	0,25616	0,19958	0,18237	0,22014	0,16772
L5	0,28668	0,37650	0,14378	0,18108	0,23915	0,12214

Rychlostní pole

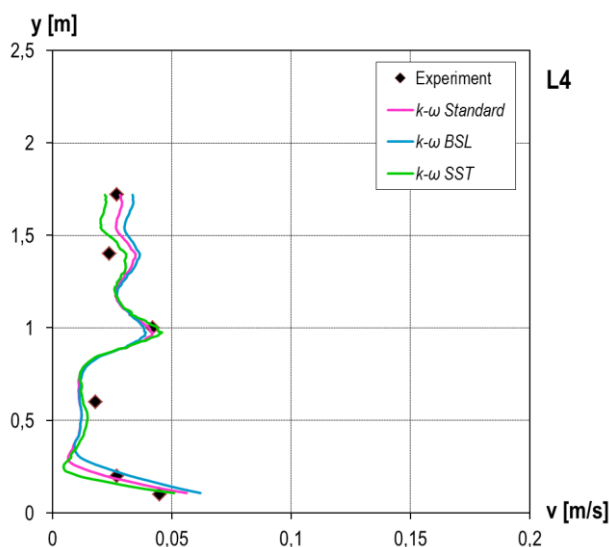
Stejně jako modely turbulence $k-\varepsilon$, mají i modely $k-\omega$ v profilech **L1** (obr. 78) a **L5** (obr. 81) shodný trend, ale stejně také dosáhly nižších rychlostí v porovnání s experimentem profesora Kato (2005). Pomyslně nejvyšších rychlostí v profilu L1 dosáhl model turbulence SSTKW, zatímco v profilu L5 tento model nabývá nejnižších rychlostí proudění vzduchu. Nejvyšších hodnot rychlostí v L5 dosáhl model turbulence BSLKW. Všechny tři modely mají taky obdobně velké odchylky RMS a MAE (tabulka -3826). V L1 se střední kvadratické odchylky pohybují kolem hodnoty 0,026 m/s, absolutní potom kolem hodnoty 0,021 m/s a v L5 obě odchylky nepřesáhly hodnotu 0,01 m/s u všech tří modelů turbulence.



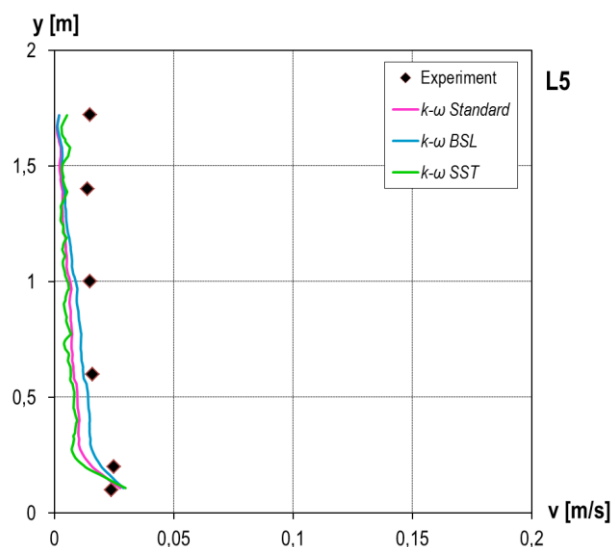
Obr. 78 Vertikální rychlostní profily v L1 pro $k-\omega$



Obr. 79 Vertikální rychlostní profily v L2 pro $k-\omega$



Obr. 80 Vertikální rychlostní profily v L4 pro $k-\omega$



Obr. 81 Vertikální rychlostní profily v L5 pro $k-\omega$

V profilu **L2** (obr. 79) mají všechny tři modely $k-\omega$ stejný trend (jako byl patrný u $k-\varepsilon$), který neodpovídá charakteru průběhu měřených dat profesora Kato (2005). Do výšky 0,6 m dochází k výraznému poklesu rychlostí proudění vzduchu až na nulovou hodnotu. Poté začíná rychlost lineárně narůstat, v 1 m se protne s měřenou hodnotou, ale dále se zvyšuje až do výšky 1,3 m, odkud se do zbytku výšky profilu snižuje. V posledním bodě profilu je patrný největší rozdíl mezi všemi modely turbulence. Největší střední kvadratická i absolutní odchylka je u modelu BSLKW (RMS = 0,017 m/s; MAE = 0,015 m/s), nejnižší u SSTKW (RMS = 0,008 m/s; MAE = 0,007 m/s).

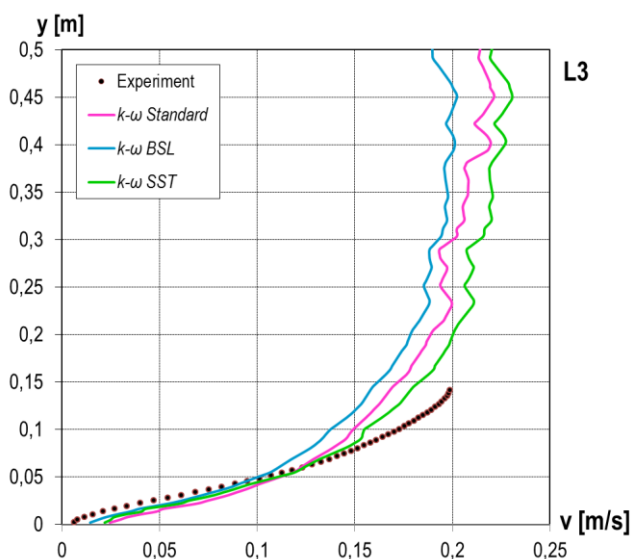
Ke zlepšení oproti modelům turbulence skupiny $k-\varepsilon$ došlo v místě **L4** (obr. 80). V úrovni 0,6 m sice také všechny modely $k-\omega$ podhodnotily měřenou hodnotu, ale ve výšce 1 m se všechny shodují s experimentem profesora Kato (2005). V druhé polovině vertikálního profilu jsou mezi jednotlivými profily mírné odchylky, ale celkově odpovídají charakteru profilu měřených hodnot. Na konci profilu je opět patrný výraznější rozdíl mezi jednotlivými modely turbulence. V tomto profilu má největší RMS i MAE opět model BSLKW (RMS = 0,01 m/s; MAE = 0,009 m/s), nejnižší odchylky pak SKW (RMS = 0,008 m/s; MAE = 0,007 m/s).

Tab. 20 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely $k-\omega$)

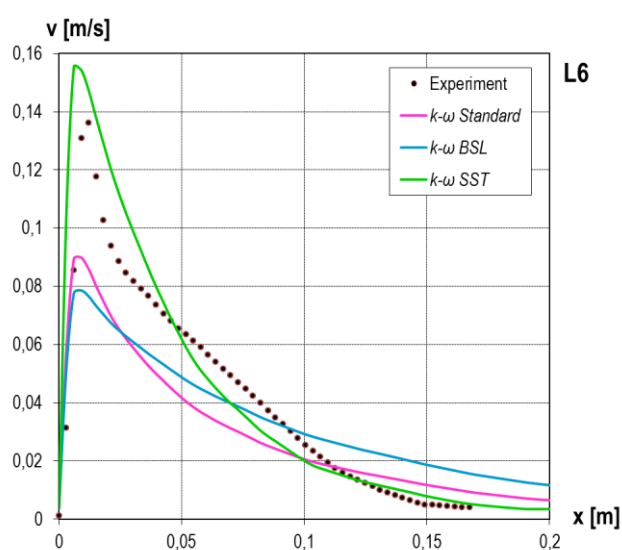
	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	SKW	BSLKW	SSTKW	SKW	BSLKW	SSTKW
L1	0,02618	0,02663	0,02707	0,02129	0,02157	0,02023
L2	0,01447	0,01784	0,01394	0,01129	0,01591	0,00964
L4	0,00824	0,01066	0,00885	0,00666	0,00914	0,00756
L5	0,00934	0,00797	0,00959	0,00897	0,00732	0,00947

CSP a jeho okolí

Další zlepšení oproti výsledkům s modely turbulence $k-\varepsilon$ je patrné nad hlavou manekýna v rovině **L3** (obr. 82). Všechny tři modely turbulence dosáhly větší maximální rychlosti a svým průběhem se více blíží experimentu. Jejich maximální rychlosti proudění vzduchu jsou ale vyšší než u experimentu. Nejvyšší rychlosti dosáhl model SSTKW 0,23 m/s ve výšce 0,45 m nad hlavou CSP. Ve stejné vzdálenosti od hlavy CSP lze odečíst maximální rychlost 0,2 m/s pro BSLKW. Poslední model SKW maximální rychlosti dosáhl ve výšce 0,678 m nad CSP, a to 0,22 m/s. Nejmenší střední kvadratickou i absolutní odchylku má model turbulence SSTKW, a to RMS = 0,014 m/s a MAE = 0,013 m/s (tabulka 21).



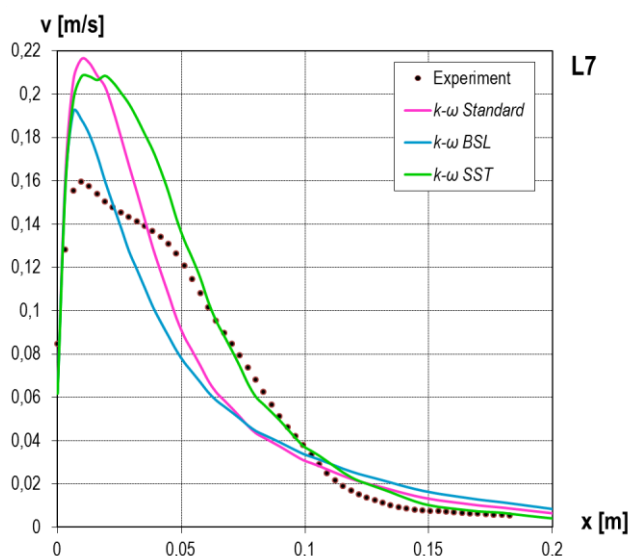
Obr. 82 Vertikální rychlostní profily v L3 pro $k-\omega$



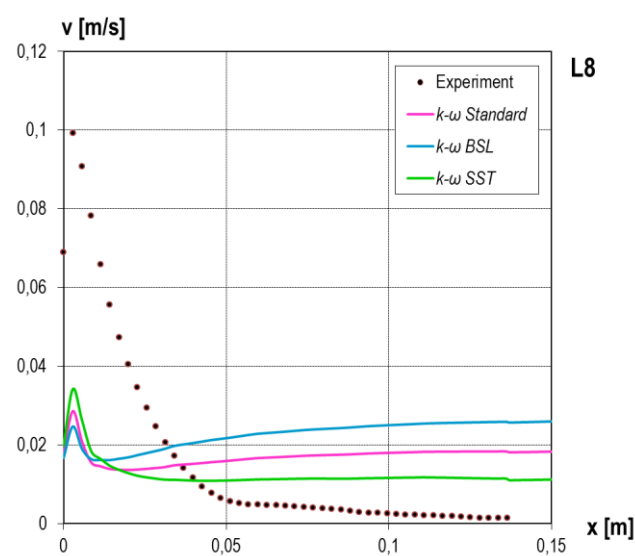
Obr. 83 Horizontální rychlostní profily v L6 pro $k-\omega$

Model SSTKW jako jediný z modelů $k-\omega$ (i $k-\varepsilon$) nadhodnotil maximální rychlost proudění vzduchu v horizontální rovině **L6** před tvář CSP (obr. 83), konkrétně o 0,02 m/s, ale jako jediný nejlépe vystihl trend měřených dat profesora Kato (2005). Po dosažení maxima stejnoměrně klesá, což se mírně liší od experimentu, u kterého je pokles rychlosti ve vzdálenosti od 0,03 m do 0,12 m pozvolnější. Maximální rychlost u SKW a BSLKW nepřesáhla hodnotu 0,09 m/s. Model turbulence SSTKW opět nabyt nejmenších RMS (0,016 m/s) a MAE (0,009 m/s).

V úrovni pelvisu (**L7**, obr. 84) všechny modely $k-\omega$ maximální naměřenou rychlost proudění vzduchu přesáhly, ale u SSTKW je viditelný trend podobný experimentálním datům, kdy po dosažení maximální hodnoty rychlost klesá mírněji do vzdálenosti přibližně 0,05 m, odkud je pokles strmější. Úsek, kdy rychlost klesá pomaleji je sice u SSTKW kratší, ale od vzdálenosti 0,06 m poměrně dobře kopíruje profil měřených hodnot. Nejvyšší rychlosti dosáhl model SKW (0,217 m/s), téměř stejná je hodnota pro SSTKW, a to 0,209 m/s. Nejnížší rychlost proudění vzduchu je 0,19 m/s u modelu BSLKW, což je stále přibližně o 0,03 m/s vyšší než je maximální naměřená rychlost profesora Kato (2005). V tomto profilu mají odchylky RMS a MAE přibližně stejné hodnoty pro všechny tři hodnocené modely turbulence (tabulka 21).



Obr. 84 Horizontální rychlostní profily v L7 pro $k-\omega$



Obr. 85 Horizontální rychlostní profily v L8 pro $k-\omega$

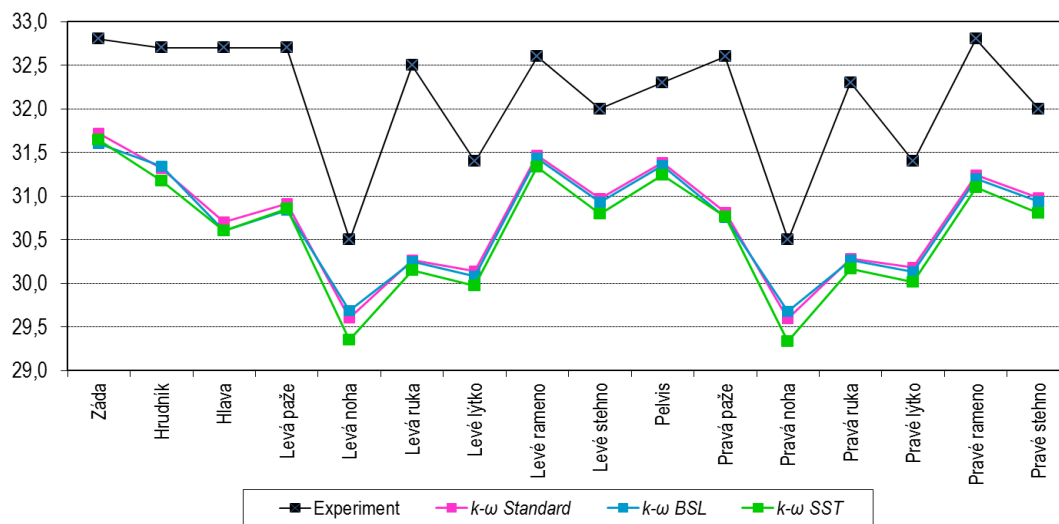
K výraznému podhodnocení maximální rychlosti v oblasti nohou (**L8**, obr. 85) došlo u všech modelů $k-\omega$, stejně jako tomu bylo u modelů $k-\varepsilon$. Nejvyšší rychlosti dosáhl model SSTKW s hodnotou 0,034 m/s, což je o 0,07 m/s méně než je maximální rychlost experimentu profesora Kato (2005). Celkově mají výsledné vypočtené profily odlišný průběh ve srovnání s experimentem, u kterého rychlost proudění vzduchu klesá prakticky na nulovou hodnotu. V tomto profilu jsou také nejvyšší střední směrodatné i absolutní odchylky pro všechny tři modely turbulence.

Tab. 21 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (modely $k-\omega$)

	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	SKW	BSLKW	SSTKW	SKW	BSLKW	SSTKW
L3	0,02187	0,02597	0,01495	0,01992	0,02240	0,01352
L6	0,01773	0,01810	0,01671	0,01396	0,01430	0,00948
L7	0,02413	0,02201	0,02336	0,01796	0,01763	0,01438
L8	0,02476	0,02773	0,02198	0,01887	0,02319	0,01472

Teplota na povrchu CSP

Výsledné vážené průměry povrchových teplot CSP znázorněné na obrázku 86 vyšly u všech tří modelů $k-\omega$ výrazně nižší, než jsou teploty měřené profesorem Kato (2005). Přesné rozdíly jsou uvedené v tabulce 22. Největší rozdíl mezi experimentem a výpočty je u levé ruky, kde rozdíl činí $2,23\text{ }^{\circ}\text{C}$ u modelu SKW, $2,25\text{ }^{\circ}\text{C}$ u BSLKW a dokonce $2,35\text{ }^{\circ}\text{C}$ u modelu SSTKW. Rozdíly mezi naměřenými a vypočtenými teplotami přes $2\text{ }^{\circ}\text{C}$ nastaly také u hlavy a pravé ruky. Nejvyšší průměrné povrchové teploty celého těla dosáhl model turbulence SKW ($30,9\text{ }^{\circ}\text{C}$), nejnižší potom SSTKW ($30,75\text{ }^{\circ}\text{C}$), čemuž také odpovídají střední kvadratické a absolutní odchylky uvedené v tabulce 23. Nejnižší RMS i MAE vyšla pro model turbulence SKW, a to pro RMS = $1,45\text{ }^{\circ}\text{C}$ a MAE = $1,39\text{ }^{\circ}\text{C}$. Nejvyšší RMS s hodnotou $1,58\text{ }^{\circ}\text{C}$ a MAE s hodnotou $1,53\text{ }^{\circ}\text{C}$ u modelu SSTKW.



Obr. 86 Teplota na povrchu CSP pro $k-\omega$

Tab. 22 Povrchová teplota CSP pro modely turbulence $k-\omega$

Část těla	Teplota povrchu těla [$^{\circ}\text{C}$]				Rozdíl (CFD-Experiment) [$^{\circ}\text{C}$]		
	Experiment	SKW	BSLKW	SSTKW	SKW	BSLKW	SSTKW
Záda	32,8	31,72	31,60	31,65	-1,08	-1,20	-1,15
Hrudník	32,7	31,32	31,34	31,17	-1,38	-1,36	-1,53
Hlava	32,70	30,70	30,60	30,60	-2,00	-2,10	-2,10
Levá paže	32,70	30,91	30,84	30,86	-1,79	-1,86	-1,84
Levá noha	30,50	29,60	29,69	29,35	-0,90	-0,81	-1,15
Levá ruka	32,50	30,27	30,25	30,15	-2,23	-2,25	-2,35
Levé lýtko	31,40	30,14	30,08	29,97	-1,26	-1,32	-1,43
Levé rameno	32,60	31,47	31,43	31,33	-1,13	-1,17	-1,27
Levé stehno	32,00	30,97	30,93	30,80	-1,03	-1,07	-1,20
Pelvis	32,30	31,38	31,35	31,24	-0,92	-0,95	-1,06
Pravá paže	32,60	30,81	30,75	30,76	-1,79	-1,85	-1,84
Pravá noha	30,50	29,59	29,68	29,34	-0,91	-0,82	-1,16
Pravá ruka	32,30	30,28	30,27	30,16	-2,02	-2,03	-2,14
Pravé lýtko	31,40	30,18	30,13	30,02	-1,22	-1,27	-1,38
Pravé rameno	32,80	31,24	31,20	31,10	-1,56	-1,60	-1,70
Pravé stehno	32,00	30,98	30,94	30,80	-1,02	-1,06	-1,20
Celkem	32,20	30,90	30,85	30,75	-1,30	-1,35	-1,45

Tab. 23 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (modely $k-\omega$)

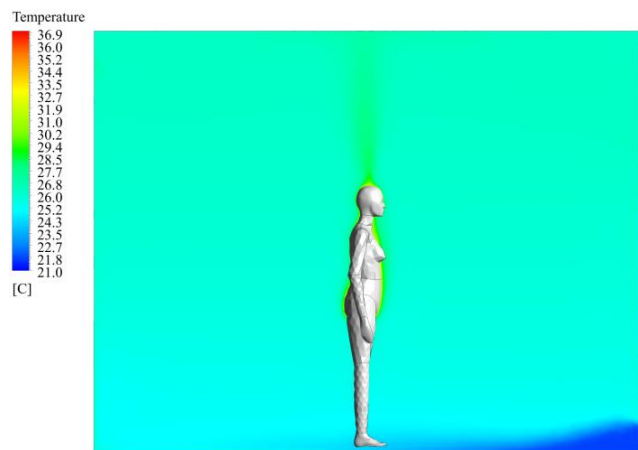
	RMS - t [$^{\circ}\text{C}$]			MAE - v [m/s]		
	SKW	BSLKW	SSTKW	SKW	BSLKW	SSTKW
t_{body}	1,45574	1,49100	1,58238	1,39006	1,42031	1,53131

Shrnutí výsledků

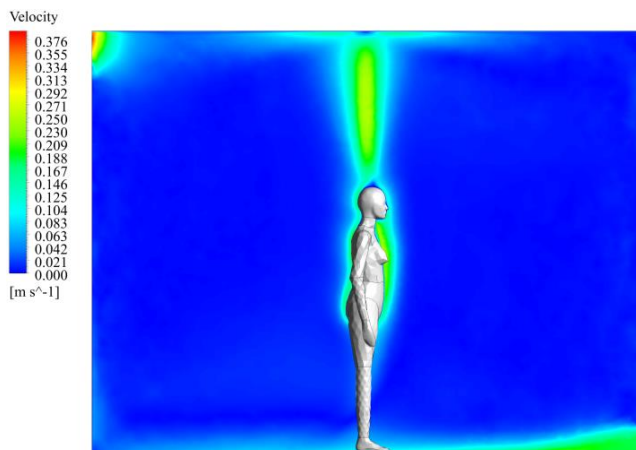
Výsledné teplotní vertikální profily jednotlivých modelů turbulence $k-\omega$ v místech L1, L2, L4 a L5 mají shodný trend, který velmi dobře kopíruje charakter měřených dat profesora Kato (2005). Výraznější rozdíl mezi jednotlivými modely byl shledán na počátku profilu L5. Celkově modely SKW a BSLKW dosahují podobných hodnot, model turbulence SSTKW dává v porovnání s SKW a BSLKW ve všech sledovaných profilech nižší hodnoty. Stejně jako modely turbulence $k-\varepsilon$, mají i modely $k-\omega$ v místech L1 a L5 shodný trend, ale stejně také dosáhly nižších rychlostí v porovnání s experimentem profesora Kato (2005). Stejný trend jako $k-\varepsilon$ mají modely $k-\omega$ také v profilu L2, tj. že v dolní části profilu rychlost proudění vzduchu klesá až na téměř nulovou rychlost, od výšky 0,6 m do úrovně 1,3 m rychlost narůstá. Poté se opět rychlost proudění vzduchu snižuje. K výraznému zlepšení oproti modelům turbulence skupiny $k-\varepsilon$ došlo v místě L4, kdy všechny tři modely skupiny $k-\omega$ velmi dobře sledují měřený profil.

Další zlepšení oproti modelům $k-\varepsilon$ je viditelné nad hlavou CSP (L3), kde se rychlostní profily svým průběhem více přibližují trendu experimentu profesora Kato (2005), ačkoliv maximální rychlost proudění vzduchu nadhodnotily. Model SSTKW před ústy CSP (L6) dosáhl nejvyšší rychlosti proudění vzduchu, která jen mírně převyšuje naměřenou hodnotu. Zbylé dva modely maximální hodnotu rychlosti výrazně podhodnotily. V úrovni pelvisu CSP (L7) došlo opět k nadhodnocení maximální rychlosti proudění vzduchu u všech tří modelů $k-\omega$. Nicméně model turbulence SSTKW jako jediný dosáhl podobného průběhu rychlostí, jako je viditelný u měřených hodnot. V úrovni nohou došlo (stejně jako u modelů $k-\varepsilon$) k výraznému podhodnocení maximálních rychlostí proudění vzduchu.

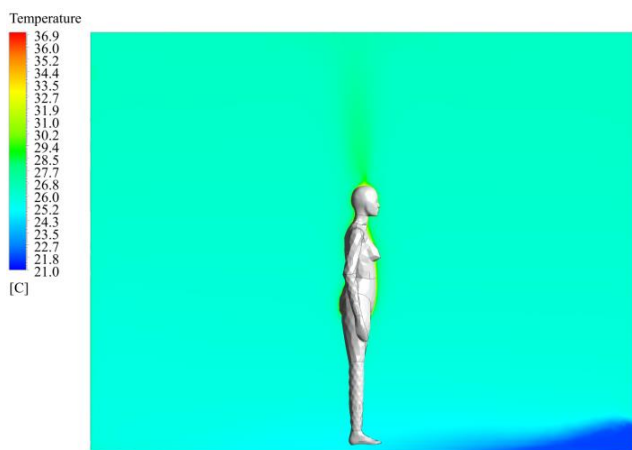
Stejně jako u skupiny modelů turbulence $k-\varepsilon$ nelze ani ze skupiny $k-\omega$ určit jeden model, který by ve všech hodnocených profilech současně dosáhl nejmenších nebo největších vypočtených odchylek. Ve většině případů nejmenší RMS a MAE lze nalézt u modelu SSTKW. Na podélných řezech teplotních polí zobrazených na obrázcích 87, 89 a 91 nejsou patrné žádné výrazné rozdíly mezi jednotlivými modely turbulence. Na podélných řezech rychlostního pole (obr. 88, 90, 92) jsou vidět rozdíly v proudění blízko CSP, především u modelu BSLKW. U tohoto modelu jsou patrné nižší rychlosti proudění vzduchu kolem těla CSP a také nad jeho hlavou. Povrchová teplota CSP ve všech případech modelů turbulence byla podhodnocena o 1 °C až 2 °C oproti experimentu profesora Kato (2005). Jak bylo uvedeno v předešlé kapitole, na podhodnocení bude mít spíše než model turbulence vliv model radiace.



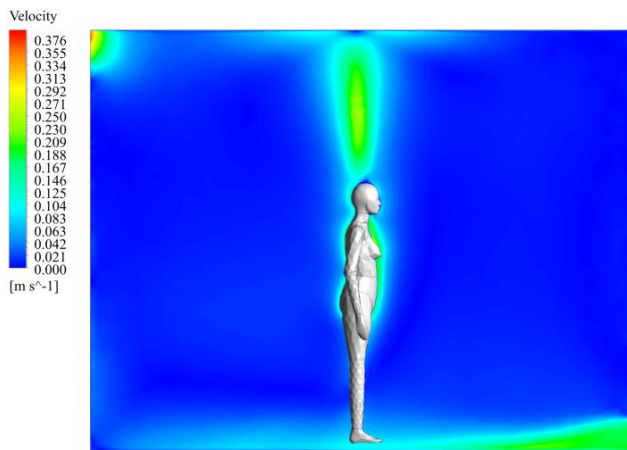
Obr. 87 Teplotní pole – Standard $k-\omega$



Obr. 88 Rychlostní pole – Standard $k-\omega$



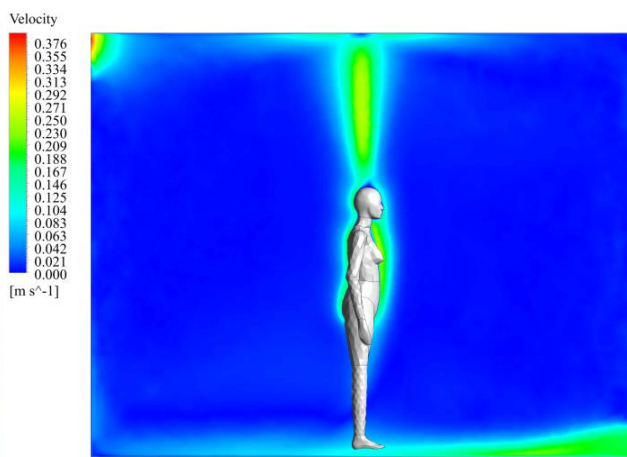
Obr. 89 Teplotní pole – BSL $k-\omega$



Obr. 90 Rychlostní pole – BSL $k-\omega$



Obr. 91 Teplotní pole – SST $k-\omega$



Obr. 92 Rychlostní pole – SST $k-\omega$

7.1.3 Víceroznicové modely turbulence

Ve skupině víceroznicových modelů turbulence byly testovány tři modely, a to *Transition k-kl- ω* (TKKLW), *Transition SST* (TSST) a *Reynolds Stress model* (RSM). Výpočty byly (stejně jako v předchozích dvou skupinách modelů turbulence) provedeny s tepelným výkonem CSP 76 W (tj. 51,4 W/m²), s tepelným výkonem 10 W na stěnách komory (tj. 0,187 W/m²) a s modelem radiace *Discrete Ordinates* (viz kapitola 6).

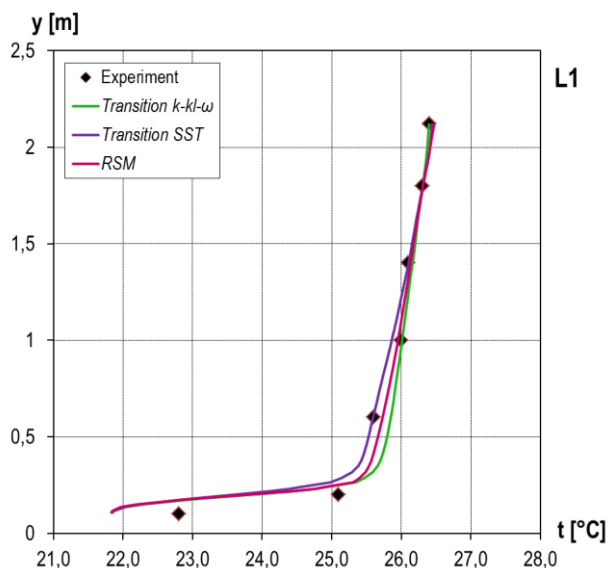
Teplotní pole

V profilu **L1** (obr. 93) mají všechny tři hodnocené modely turbulence téměř stejný průběh. Model turbulence TSST se velmi dobře shoduje s experimentem profesora Kato (2005), jen v úrovni 1 m výslednou teplotu vzduchu mírně podhodnotil. Stejně dobře kopírují trend měřených dat také modely TKKLW a RSM, ačkoliv v dolní části prostoru teplotu vzduchu lehce nadhodnotily. Model TKKLW má v tomto profilu nejmenší střední kvadratickou i absolutní odchylku (tabulka 24), a to RMS = 0,61 °C a MAE = 0,36 °C.

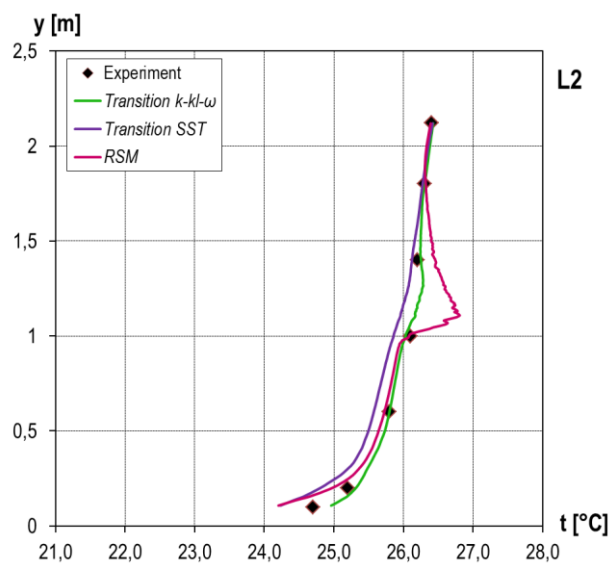
Model TSST v **L2** (obr. 94) do výšky 1,4 m nad podlahou teploty vzduchu podhodnotil o 0,25 °C, od úrovně 1,4 m se shoduje s experimentem profesora Kato (2005). Model turbulence TKKLW po celé výšce profilu L2 dosáhl měřených dat a také dosáhl nejmenší RMS i MAE (0,097 °C resp. 0,069 °C). U teplotního profilu modelu turbulence RSM došlo ve výšce 1,1 m nad podlahou k výraznému nárůstu teploty přibližně o 0,7 °C oproti prvním dvěma modelům

turbulence i experimentu. K podobně náhlému nárůstu teploty vzduchu došlo také v **L4** (obr. 95) u modelů TKKLW a RSM ve výšce cca 0,9 m, kde teplota v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) stoupla o 0,93 °C. Model turbulence TKKLW navíc také nadhodnotil teplotu vzduchu ve spodní části prostoru a celkově má v profilu L4 největší střední kvadratickou i absolutní odchylku (RMS = 0,38 °C; MAE = 0,30 °C).

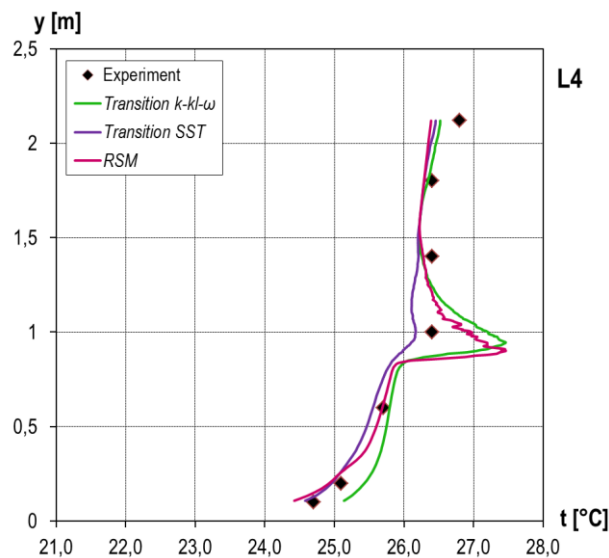
V posledním sledovaném profilu **L5** (obr. 96) modely turbulence TSST a RSM poměrně dobře dosáhly naměřené teploty vzduchu profesorem Kato (2005), pouze u TSST jsou v dolní části profilu teploty vzduchu mírně podhodnoceny. Model turbulence TKKLW na počátku profilu teplotu vzduchu nadhodnotil o 0,7 °C, ta do výšky 0,6 m zůstává téměř konstantní a poté se již shoduje s měřenými daty. Největší vypočtené odchylky oproti experimentu profesora Kato (2005) jsou opět u modelu turbulence TKKLW, a to RMS s hodnotou 0,338 °C a MAE s hodnotou 0,219 °C.



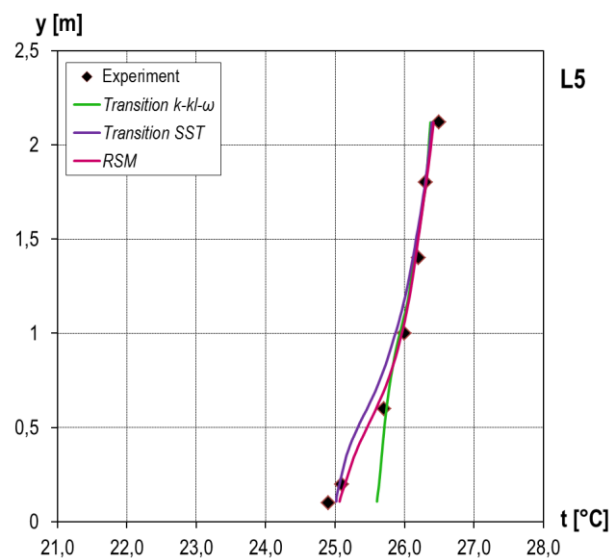
Obr. 93 Vertikální teplotní profily v L1 pro vícerovnicové modely turbulence



Obr. 94 Vertikální teplotní profily v L2 pro vícerovnicové modely turbulence



Obr. 95 Vertikální teplotní profily v L4 pro vícerovnicové modely turbulence



Obr. 96 Vertikální teplotní profily v L5 pro vícerovnicové modely turbulence

Tab. 24 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (vícerovnicové modely)

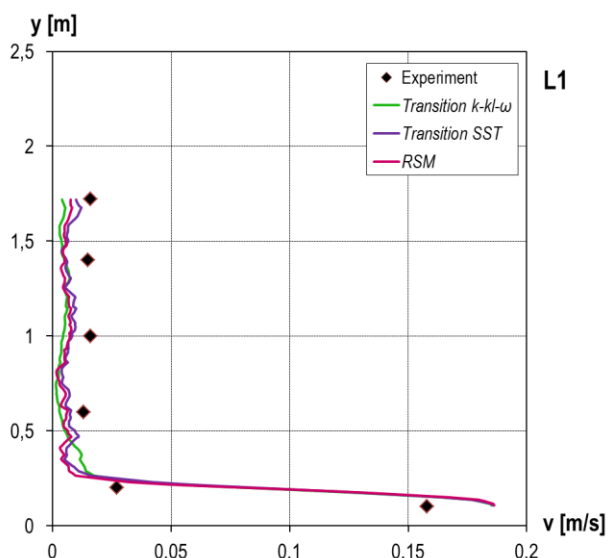
	RMS - t_a [°C]			MAE - t_a [°C]		
	TKKLW	TSST	RSM	TKKLW	TSST	RSM
L1	0,61111	0,68230	0,62318	0,36759	0,38400	0,37038
L2	0,09735	0,27948	0,25201	0,06906	0,21546	0,16720
L4	0,38202	0,20494	0,30747	0,30006	0,19156	0,24802
L5	0,33819	0,11957	0,08369	0,21912	0,09810	0,06921

Rychlostní pole

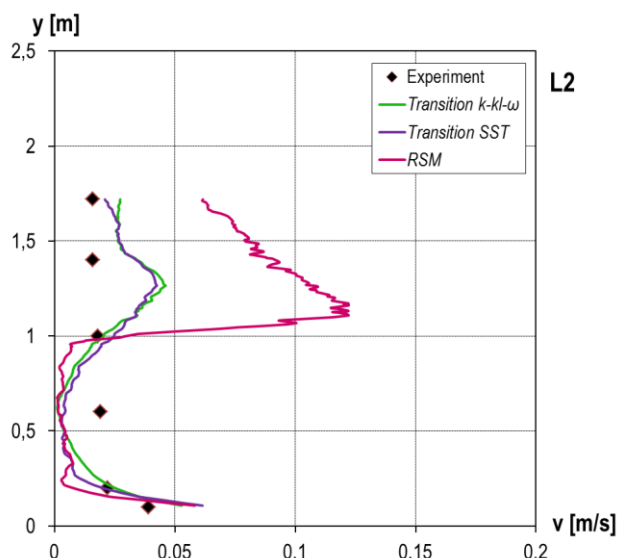
Všechny tři hodnocené modely mají v místech **L1** (obr. 97) a **L5** (obr. 100) obdobný trend rychlostí proudění vzduchu jako modely turbulence v předešlých kapitolách – shodují se s průběhem měřených dat profesora Kato (2005), ale po celé výšce profilu nabývají oproti experimentu nižších hodnot. Všechny tři vícerovnicové modely dosáhly také téměř shodných středních kvadratických i absolutních odchylek uvedených v tabulce 25. Pro RMS je to přibližně 0,027 m/s a pro MAE cca 0,020 m/s.

Průběh rychlostí proudění vzduchu v **L2** (obr. 98), známý též z předešlých kapitol, je viditelný u modelů turbulence TSST a TKKLW. Počáteční rychlost se téměř shoduje s experimentem profesora Kato (2005), ale ve výšce 0,6 m nad podlahou klesá až k nulové hodnotě. Od této úrovně narůstá až do výšky 1,3 m, kde je rychlost proudění vzduchu nadhodnocena o 0,024 m/s. Od úrovně 1,3 m po zbytek profilu rychlost zpět klesá. Model turbulence RSM má v dolní části profilu stejné chování, ale od výšky 1 m nad podlahou rychlost proudění vzduchu prudce vzrůstá na hodnotu 0,122 m/s. Poté rychlost klesá na konečnou hodnotu 0,06 m/s, což je ovšem o 0,044 m/s více v porovnání s experimentem. Celkově obě vypočtené odchylky u RSM modelu nabyly nejvyšších hodnot (RMS = 0,038 m/s; MAE = 0,032 m/s).

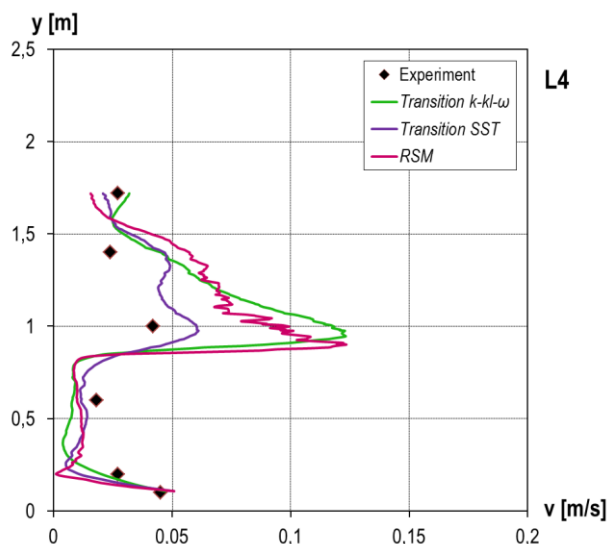
Ke stejně výraznému zvýšení rychlosti proudění vzduchu došlo i v oblasti za manekýnem (**L4**, obr. 99), a to u modelů turbulence TKKLW a RSM. Ve výšce 1 m u těchto dvou modelů rychlost vzrostla na 0,12 m/s. Po dosažení této (maximální) rychlosti hodnoty klesají a v posledním místě profilu dosahují téměř naměřené hodnoty. Model turbulence TSST má oproti první dvojici modelů odlišný průběh, který se více shoduje s experimentem a také dosáhl nejnižší RMS (0,015 m/s) i MAE (0,013 m/s).



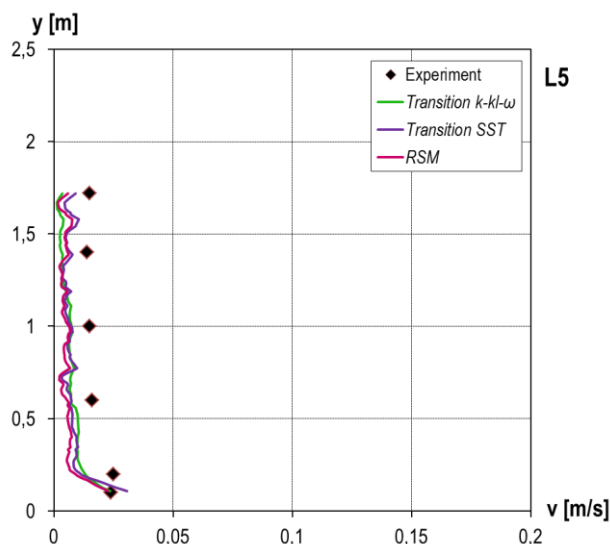
Obr. 97 Vertikální rychlostní profily v L1 pro vícerovnicové modely turbulence



Obr. 98 Vertikální rychlostní profily v L2 pro vícerovnicové modely turbulence



Obr. 99 Vertikální rychlostní profily v L4 pro víceroznicové modely turbulence



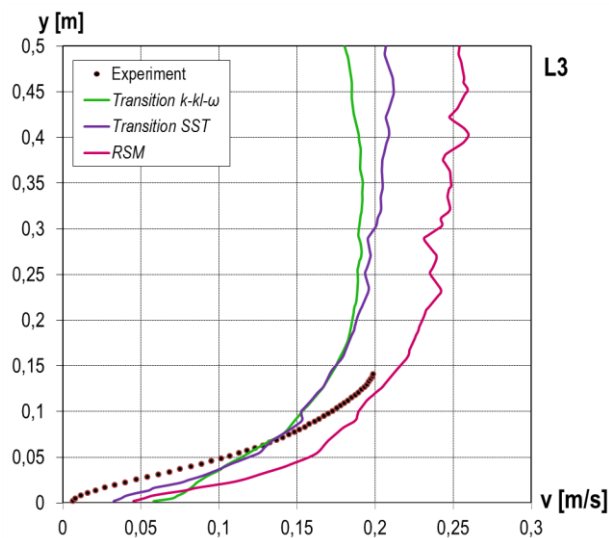
Obr. 100 Vertikální rychlostní profily v L5 pro víceroznicové modely turbulence

Tab. 25 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely k-ε)

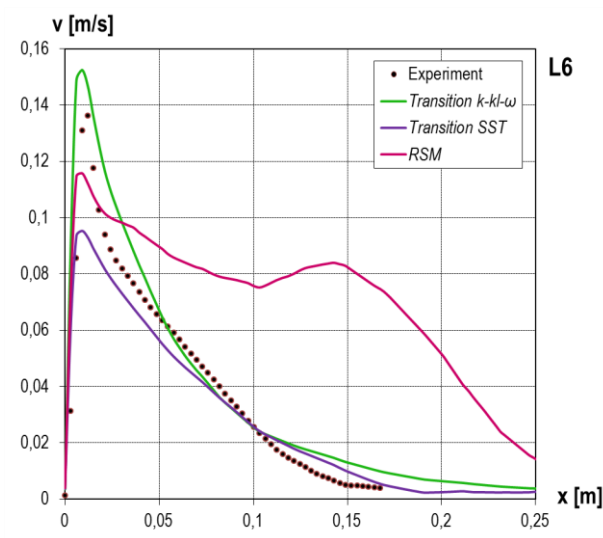
	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	TKKLW	TSST	RSM	TKKLW	TSST	RSM
L1	0,02677	0,02760	0,02639	0,02113	0,01944	0,01965
L2	0,01334	0,01487	0,03887	0,01156	0,01215	0,03167
L4	0,03264	0,01469	0,02964	0,02067	0,01336	0,02441
L5	0,00940	0,00893	0,00999	0,00859	0,00858	0,00885

CSP a jeho okolí

Na obrázku 101 jsou zobrazeny vertikální rychlostní profily nad hlavou CSP (L3). V tomto místě se nejvíce s průběhem experimentu profesora Kato (2005) shoduje model RSM, ačkoliv rychlost proudění vzduchu nadhodnotil a RMS i MAE (tabulka 26) má ze všech modelů turbulence v tomto místě nejvyšší. Model TKKLW dosáhl maximální rychlosti 0,2 m/s, což také odpovídá maximální měřené rychlosti. Nicméně ji dosáhl ve výšce 0,3 m nad hlavou CSP, zatímco v experimentu byla maximální rychlost dosažena 0,15 m nad CSP. Model turbulence TSST se podobá průběhu rychlostí modelu TKKLW.



Obr. 101 Vertikální rychlostní profily v L3 pro víceroznicové modely turbulence

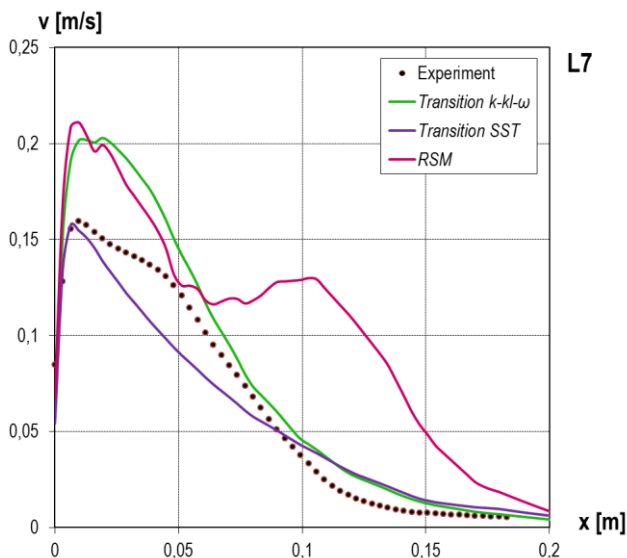


Obr. 102 Horizontální rychlostní profily v L6 pro víceroznicové modely turbulence

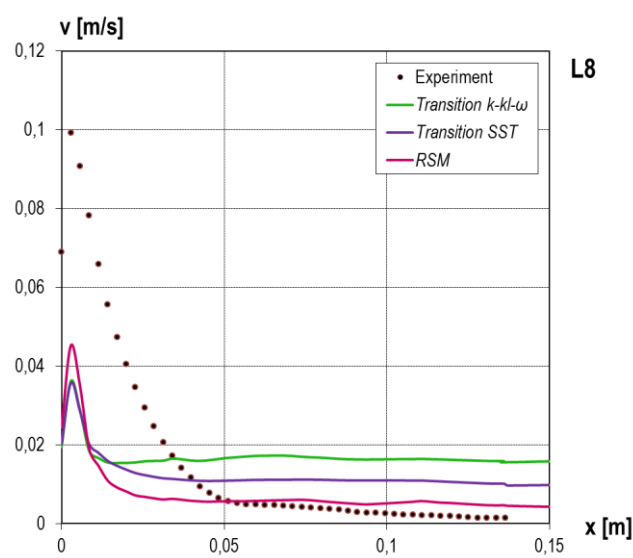
V profilu před ústy CSP (**L6**, obr. 102) se nejvíce měřeným datům profesora Kato (2005) přiblížil model turbulence TKKLW. Sice mírně přesáhl maximální rychlost proudění vzduchu (o 0,016 m/s), ale jinak s měřením dobře koresponduje. Zcela odlišný charakter v tomto profilu má model RSM, který díky tomu také dosáhl nejvyšších odchylek RMS a MAE (tabulka 26). Po dosažení maximální hodnoty (0,116 m/s) rychlost proudění vzduchu klesá pomaleji než u ostatních modelů turbulence i experimentu, a ve vzdálenosti 0,1 m až 0,14 m od CSP rychlost zpět narůstá. Od vzdálenosti 0,15 m od CSP opět klesá.

Stejný charakter proudění vzduchu u modelu RSM jako v L6 je patrný také v úrovni pelvisu (**L7**, obr. 103). Po dosažení maximální rychlosti 0,21 m/s rychlost do vzdálenosti 0,05 m od manekýna klesá, od 0,05 do 0,1 m zpět narůstá a od 1 m dochází opět ke klesání. Model TSST jako jediný dosáhl měřené maximální rychlosti proudění vzduchu i nejmenších RMS (0,015 m/s) a MAE (0,013 m/s), nicméně se vzdáleností od povrchu CSP rychlost v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) klesá rychleji.

V úrovni nohou (**L8**, obr. 104) mají výsledné profily rychlostí proudění vzduchu všech tří modelů turbulence stejný charakter jako profily modelů turbulence skupin $k-\varepsilon$ a $k-\omega$. Žádný nedosáhl měřené rychlosti proudění vzduchu, nejvyšší rychlost předpověděl model RSM (0,045 m/s). Tento model se od vzdálenosti 0,05 m nejvíce přiblížil průběhu měřených dat. Modely turbulence TSST a TKKLW nepřesáhly 0,04 m/s a dále od těla CSP rychlost nadhodnotily. Všechny vícerovnicové modely turbulence mají také podobné RMS (cca 0,02 m/s) a MAE (cca 0,011 až 0,017 m/s).



Obr. 103 Horizontální rychlostní profily v L7 pro vícerovnicové modely turbulence



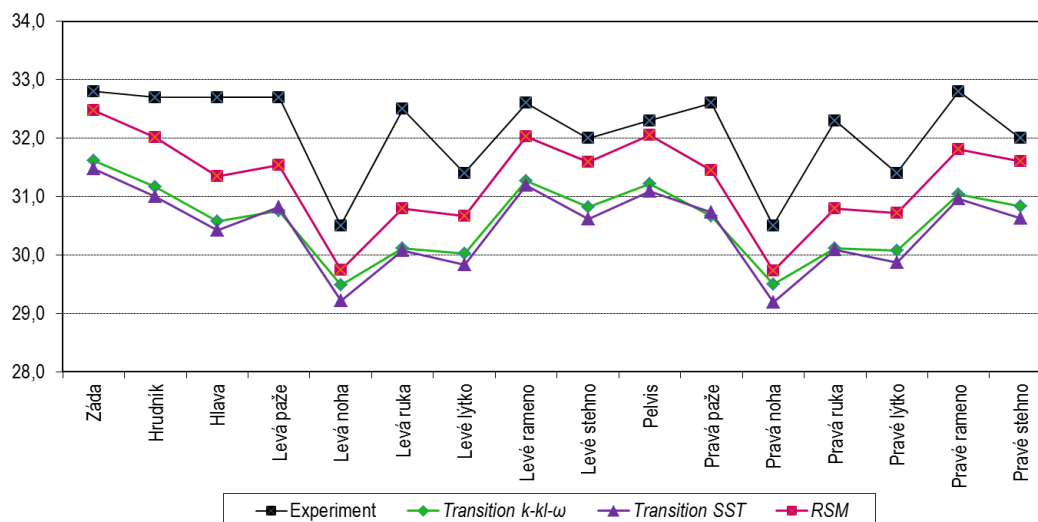
Obr. 104 Horizontální rychlostní profily v L8 pro vícerovnicové modely turbulence

Tab. 26 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (vícerovnicové modely)

	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	TKKLW	TSST	RSM	TKKLW	TSST	RSM
L3	0,02947	0,02243	0,04001	0,02404	0,02004	0,03482
L6	0,01460	0,01114	0,04982	0,00896	0,00756	0,04394
L7	0,02323	0,01564	0,05563	0,01733	0,01278	0,04759
L8	0,02305	0,02133	0,02064	0,01787	0,01428	0,01148

Povrchová teplota CSP

Obrázek 105 a tabulka 27 uvádějí vážené průměry povrchové teploty jednotlivých částí těla pro všechny tři vícerovnicové modely turbulence a experiment profesora Kato (2005). Modely turbulence TSST a TKKLW dosáhly téměř stejných hodnot, větší rozdíl mezi těmito modely nastal u povrchových teplot nohou. V porovnání s experimentem se ovšem liší. Model turbulence TSST předpověděl střední teplotu povrchu těla CSP 30,6 °C a model TKKLW 30,75 °C, což je o 1,6 °C resp. 1,45 °C méně, než bylo zjištěno měřením. K měřené střední teplotě těla 32,2 °C se nejvíce přiblížil případ s modelem turbulence RSM, čemuž také odpovídají odchylky v tabulce 28. Ten výslednou střední teplotu povrchu CSP podhodnotil pouze o 0,71 °C. Z grafu je vidět, že největší rozdíly mezi všemi vypočtenými výsledky a měřením jsou u hlavy a rukou CSP.



Obr. 105 Teplota na povrchu CSP pro vícerovnicové modely turbulence

Tab. 27 Povrchová teplota CSP pro vícerovnicové modely turbulence

Část těla	Teplota povrchu těla [°C]				Rozdíly (CFD-Experiment) [°C]		
	Experiment	TKKLW	TSST	RSM	TKKLW	TSST	RSM
Záda	32,8	31,61	31,48	32,47	-1,19	-1,32	-0,33
Hrudník	32,7	31,17	30,99	32,02	-1,53	-1,71	-0,68
Hlava	32,70	30,57	30,42	31,34	-2,13	-2,28	-1,36
Levá paže	32,70	30,75	30,82	31,54	-1,95	-1,88	-1,16
Levá noha	30,50	29,49	29,21	29,74	-1,01	-1,29	-0,76
Levá ruka	32,50	30,11	30,08	30,79	-2,39	-2,42	-1,71
Levé lýtko	31,40	30,03	29,83	30,67	-1,37	-1,57	-0,73
Levé rameno	32,60	31,27	31,19	32,02	-1,33	-1,41	-0,58
Levé stehno	32,00	30,82	30,62	31,59	-1,18	-1,38	-0,41
Pelvis	32,30	31,22	31,09	32,05	-1,08	-1,21	-0,25
Pravá paže	32,60	30,67	30,73	31,45	-1,93	-1,87	-1,15
Pravá noha	30,50	29,50	29,19	29,73	-1,00	-1,31	-0,77
Pravá ruka	32,30	30,11	30,09	30,80	-2,19	-2,21	-1,50
Pravé lýtko	31,40	30,07	29,88	30,72	-1,33	-1,52	-0,68
Pravé rameno	32,80	31,04	30,96	31,81	-1,76	-1,84	-0,99
Pravé stehno	32,00	30,83	30,63	31,60	-1,17	-1,37	-0,40
Celkem	32,20	30,75	30,60	31,49	-1,45	-1,60	-0,71

Tab. 28 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (vícerovnicové modely)

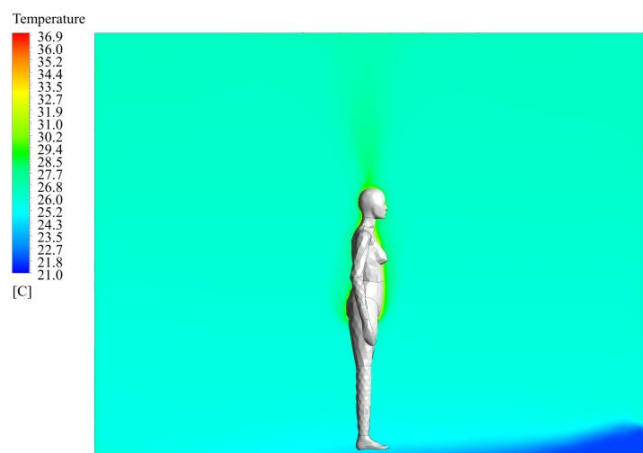
	RMS - t [°C]			MAE - t [°C]		
	TKKLW	TSST	RSM	TKKLW	TSST	RSM
t_{body}	1,59699	1,70332	0,93986	1,53412	1,66206	0,84117

Shrnutí výsledků

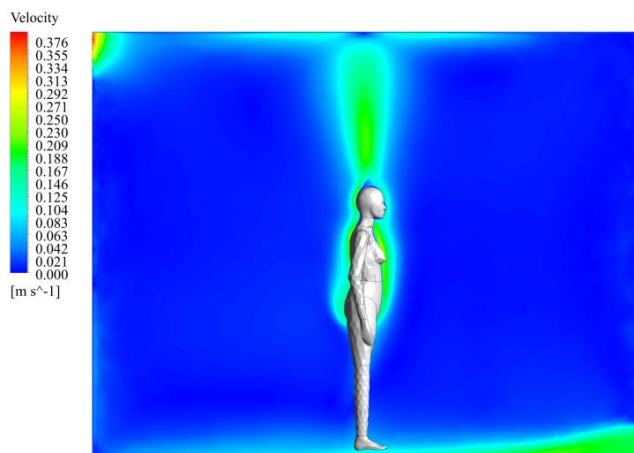
V profilech dále od CSP (L1 a L5) mají všechny tři hodnocené vícerovnicové modely turbulence stejný průběh jako obě skupiny modelů turbulence hodnocené výše ($k-\varepsilon$ a $k-\omega$). Model turbulence TKKLW dobře vystihl teplotní profil v L1 a L2, ale v L4 teplotu výrazně nadhodnotil v úrovni 1 m a v profilu L5 naopak nadhodnotil teplotu vzduchu ve spodní části profilu. Model turbulence RSM jako jediný zaznamenal nárůst teploty 1 m nad podlahou v profilu L2 a stejně jako TKKLW také v profilu L4. Tento výkyv je viditelný také v rychlostech proudění vzduchu ve stejných profilech, tj. L2 a L4, kde u obou modelů v úrovni 1 m dochází ke skokovému nárůstu rychlosti. Náhlý nárůst rychlosti proudění vzduchu u modelu RSM se také projevil v profilu před ústy CSP (L6) a v úrovni pelvisu (L7), kde má tento model zcela odlišný trend. Důvod těchto průběhů je patrný z obrázku 111. Kolem těla CSP tento model předpověděl výrazně se rozšiřující proudění vzduchu, které zasahuje zmíněné profily (L2, L4, L6, L7). Takto markantní proudění vzduchu kolem CSP žádný z jiných modelů nezaznamenal, u všech ostatních je proudění kolem těla mnohem tenčí. Nejtenčí vrstva proudění kolem CSP je u modelu TSST (obr. 109). Větší konvektivní proudění kolem těla CSP je viditelné u modelu TKKLW (obr. 107), které způsobila vyšší teplota kolem manekýna patrná na podélném profilu teplotního pole (obr. 106).

Nad hlavou CSP (L3) je průběh rychlostí proudění vzduchu u všech tří modelů turbulence podobný, stejně jako u nohou CSP (L8), kde se ale žádný z modelů nepřiblížil měřeným datům profesora Kato (2005). Na podélných řezech polí proudění (obr. 107, 109, 111) jsou dobře vidět rozdíly mezi prouděním nad hlavou CSP. U modelu TKKLW je rychlost proudění vzduchu nejnižší a celkově je tepelný oblak nad CSP širší (rozptýlenější). Ten u modelu TSST je užší a také dosahuje vyšších rychlostí. Nejtenčí a zároveň s nejvyššími rychlostmi proudění vzduchu je tepelný oblak predikovaný modelem RSM.

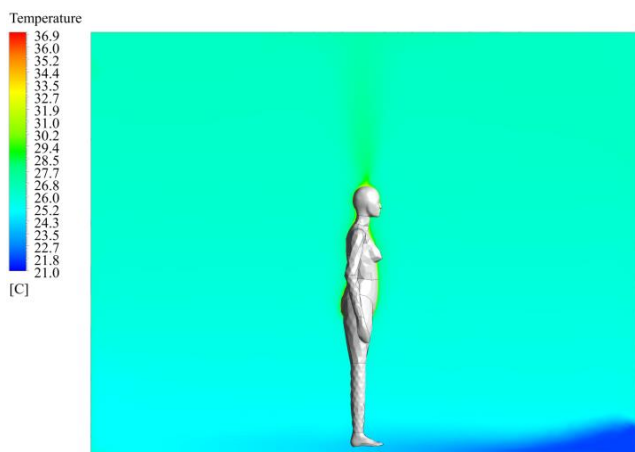
Povrchové teploty CSP byly stejně jako u předchozích dvou skupin hodnocených modelů turbulence oproti experimentu profesora Kato (2005) podhodnoceny ve všech třech případech. Modely TSST a TKKLW předpověděly podobné hodnoty, v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) přibližně o 1,5 °C nižší. Nejvíce se experimentu přiblížil RSM model, který sice také výsledné povrchové teploty podhodnotil, ale pouze o 0,7 °C. Z trojice výše hodnocených modelů turbulence si ve všech teplotních i rychlostních profilech vedl nejlépe model TSST. V profilech před a za CSP (L2 a L4) sice teploty vzduchu mírně podhodnotil, ale v L1 a L5 velmi dobře koresponduje s měřeními daty.



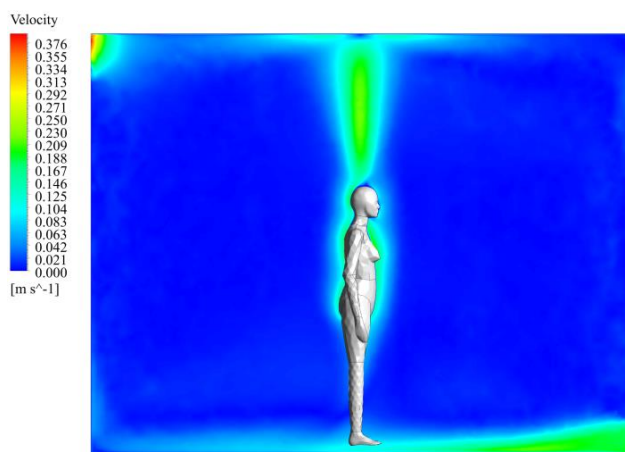
Obr. 106 Teplotní pole – Transient $k-kl-\omega$



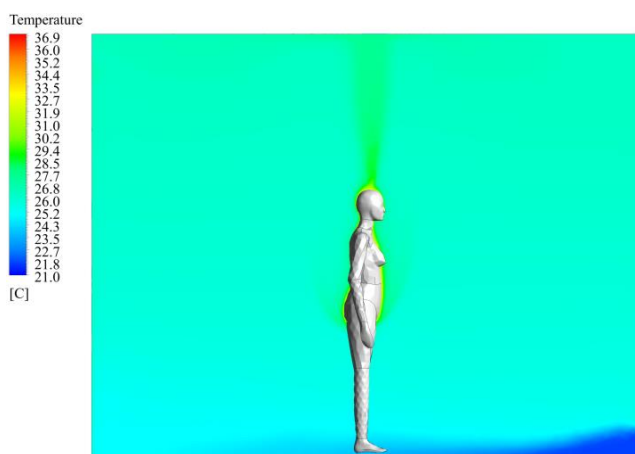
Obr. 107 Rychlostní pole – Transient $k-kl-\omega$



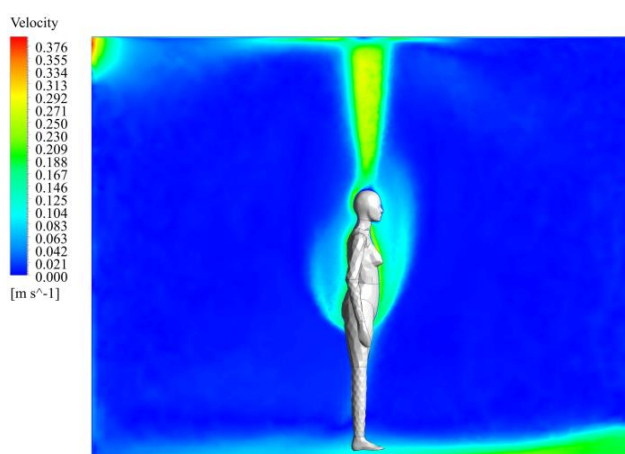
Obr. 108 Teplotní pole – Transient SST



Obr. 109 Rychlostní pole – Transient SST



Obr. 110 Teplotní pole – RSM



Obr. 111 Rychlostní pole – RSM

7.1.4 Diskuze a závěr vlivu modelu turbulence

Modely turbulence $k-\varepsilon$ (*Standard*, *RNG*, *Realizable*), všechny tři modely skupiny $k-\omega$ (*Standard*, *BSL*, *SST*) a *Transition SST* dosáhly shodných teplotních profilů, které jsou v souladu s experimentem profesora Kato (2005). Mírné rozdíly jsou patrné u *Low-Reynolds Number k-ε* modelu turbulence, který teplotu v prostoru nadhodnotil. Celkově tento model dopadl nejhůře ze skupiny $k-\varepsilon$, což je poněkud překvapivé, neboť tento model je vhodný pro případy s oblastmi proudění vzduchu s nízkým Reynoldsovým číslem, které spadají do laminární nebo přechodové oblasti turbulence.

Rozdíly mezi modely turbulence jsou znatelnější u rychlostních profilů. Všech deset hodnocených modelů předpovědělo stejný trend v profilech L1 resp. L5, tedy za přívodním prvkem vzduchu resp. před odvodním prvkem. V obou místech je trend rychlostních profilů shodný s experimentem profesora Kato (2005), ale po celé výšce jsou predikovány téměř nulové rychlosti. Jedním z důvodů může být právě vliv samotných modelů turbulence. Srebric et al. (2008) dospěla ke stejnému trendu v obou profilech s modely turbulence $k-\varepsilon$, stejně jako Deevy et al. (2008) s modelem turbulence *SST k-ω*, zatímco LES modely v práci Taghinia et al. (2018) rychlosti proudění vzduchu mírně nadhodnotily. Druhé možné vysvětlení může být v nepřesně stanovených okrajových podmínkách. Benchmark test resp. experiment profesora Kato (2005) uvádí stěny jako adiabatické, ale jak bylo diskutováno v kapitole okrajových podmínek, z důvodu tepelné bilance byl na plochy stěn přidán tepelný tok. Povrchové teploty stěn nebyly během experimentu měřené, tudíž

nelze vypočtené hodnoty porovnat a je možné, že ve skutečnosti měly stěny při měření vyšší teplotu.

Největší rozdíly mezi jednotlivými modely jsou v rychlostních profilech před a za CSP a také v profilech přímo u těla CSP. V těchto místech žádný z modelů dostatečně nevystihl profily získané měření profesora Kato (2005). Nejblíže se jeho experimentu přiblížily modely skupiny turbulence $k-\omega$ v profilu za CSP a $SST k-\omega$ také ve vertikálním profilu před ústy CSP.

Dvourovnicové modely turbulence $k-\varepsilon$ jsou v modelování vnitřního prostředí velmi používány. Model $RNG k-\varepsilon$ použil například Yan et al. (2008) při řešení obdobné geometrie modelu, ale mezní vrstvu řešil pomocí logaritmické funkce. Výsledky hodnotil pouze v teplotních profilech L1, L2, L4 a L5, které jsou ve shodě s výsledky této práce. Autoři Sideroff a Dang (2008) hodnotili rychlostní profily blízko těla (nad hlavou CSP, před ústy a v úrovni pelvisu) pomocí modelů $Standard k-\varepsilon$, v^2-f a LES. Dosáhli velmi podobných výsledků, a to, že rychlostní profily v úrovni pelvisu všechny užití modely turbulence nadhodnotily. Před ústy CSP u nich sice došlo k nadhodnocení vypočtených rychlostí (v této práci tomu bylo naopak), ale v tomto profilu vynesli pro hodnocení pouze složku vektoru „x“ z PIV měření profesora Kato (2005). Jejich maximální vypočtené rychlosti jsou v tomto místě kolem hodnoty 0,1 m/s, což odpovídá také výše uvedeným výsledkům. Druhým velmi užívaným dvourovnicovým modelem je $SST k-\omega$. Modely turbulence skupiny $k-\omega$ použil ve své studii například Deevy (2006). Hodnotil pouze profily v místech L2, L3 a L4, nicméně z výsledků je patrná shoda v L2 a L4 s výše uvedenými výslednými profily. V L3 dosáhl velmi podobných profilů rychlostí proudění vzduchu.

Modely turbulence $Transition SST$, $Transition k-kl-\omega$ a RSM jsou oproti dvourovnicovým modelům výpočetně náročnější, neboť pro výpočet užívají více rovnic. $Transition SST$ a $Transition k-kl-\omega$ předpověděly podobné výsledky v porovnání s $k-\varepsilon$ i $k-\omega$, ale nepřinesly žádný benefit, který by vyvážil delší výpočetní čas. Výpočetně nejnáročnější model RSM v okolí CSP selhal a nadhodnotil teplotní i rychlostní pole. Tyto tři modely turbulence se ve známých studiích modelování vnitřního prostředí téměř nevyskytují, tudíž je obtížné výsledky porovnat.

Závěrem lze vyhodnotit jako nejvhodnější model $k-\varepsilon Realizable$ a $SST k-\omega$. Oba tyto modely dosáhly podobných výsledků a také nejmenších středních kvadratických a středních absolutních odchylek ve většině hodnocených profilů. Zlepšení oproti $k-\varepsilon Realizable$ bylo patrné u $SST k-\omega$ v oblasti kolem CSP, kde tento model lépe předpověděl rychlostní profily, ale na druhou stranu více podhodnotil povrchové teploty CSP než $k-\varepsilon Realizable$. Zlepšení výsledků v oblasti pevných povrchů jsou dány tím, že model $SST k-\omega$ užívá u stěn model $k-\omega$, který je ve výpočtu blízko stěn přesnější a model $k-\varepsilon$ užívá v oblastech dále od stěn. Zcela odlišných výsledků (především kolem CSP) dosáhl $Reynolds Stress Model$. Ten jako jediný z užitých modelů nevychází z Boussinesqovy hypotézy a ukázalo se, že pro tento druh úlohy není vhodný. V některých studiích (Deevy et al., 2008; Sideroff a Dang, 2008; Villi a de Carli, 2014) se autoři shodují, že zlepšení výsledků dosáhli pomocí LES a DES. Tyto dva přístupy ale vyžadují velmi jemnou síť a jsou velmi náročné na výpočetní techniku.

7.2 Vliv modelu radiace

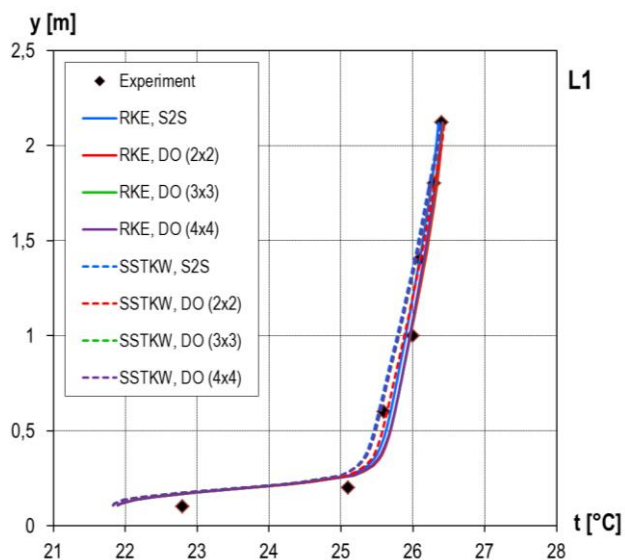
V předešlé kapitole byly hodnoceny tři skupiny modelů turbulence. Z nich vzešly dva modely, které se nejvíce přiblížily experimentu, a to dvourovňové modely $k-\varepsilon$ *Realizable* a *SST k- ω* . Oba předpověděly podobné výsledky teplotního i rychlostního pole, přičemž model *SST k- ω* lépe vystihl rychlostní profily blízko CSP. Nicméně oba (resp. všechny hodnocené modely turbulence) výrazně podhodnotily teploty povrchu na CSP. To bylo dáno pravděpodobně užitým modelem radiace, který byl ve všech případech *Discrete Ordinates*. Ten rozkládá radiační tok v kvadratické síti pomocí prostorových úhlů. Každý oktant prostorového úhlu je diskretizován do několika diskretních úhlů N_θ (*théta division*) x N_ϕ (*phi division*). Tento počet je v prostředí ANSYS Fluent defaultně 2x2, což je podle programového manuálu (ANSYS, 2013) pro většinu případů dostačující. Ukázalo se, že pro komplexní geometrii člověka je potřeba počet N_θ x N_ϕ zvýšit.

Následující část práce uvádí výsledky ze simulace s modelem *Discrete Ordinates* (DO) s diskretizací N_θ x N_ϕ 2x2, 3x3 a 4x4, které jsou porovnány s výsledky získanými pomocí modelu radiace *Surface-2-Surface* (S2S). Obě tyto skupiny jsou spočítány pro modely turbulence $k-\varepsilon$ *Realizable* (RKE) a *SST k- ω* (SSTKW). Všechny řešené případy byly počítány se stejnou okrajovou podmínkou na povrchu CSP, a to s tepelným tokem 51,4 W/m² (tj. s celkovým tepelným výkonem 76 W) a s tepelným tokem 0,178 W/m² na stěnách komory (tj. s celkovým přidaným tepelným výkonem 10 W) (viz kapitola 6). Aby bylo možné výsledné profily dobře porovnat, jsou zobrazeny v jednom společném grafu. Výsledky jsou rozlišeny jednak barvami (každá barva přísluší určitému modelu radiace) a také typem čar, které rozlišují model turbulence. Pro RKE je v grafu použita plná čára, pro SSTKW přerušovaná čára. Stejně jako v předešlé kapitole jsou výsledky rozděleny na teplotní pole, rychlostní pole a rychlostní pole v okolí CSP. Poslední část je zaměřena na porovnání tepelných toků na povrchu CSP a povrchových teplot. Jednotlivé výsledky jsou posouzeny s experimentem profesora Kato (2005).

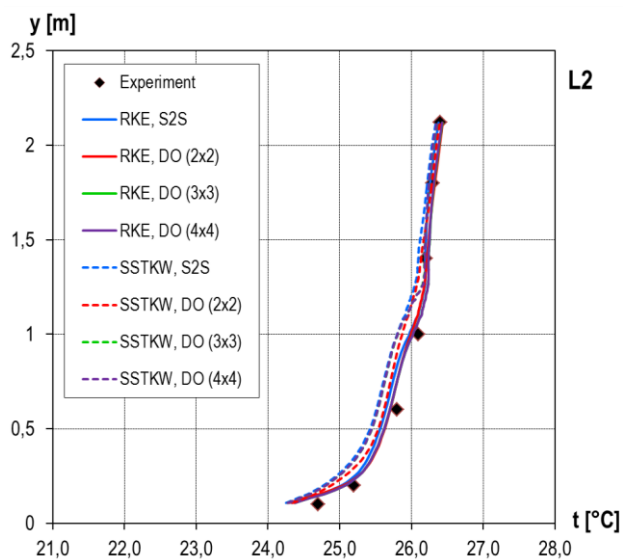
7.2.1 Porovnání modelů radiace *Discrete Ordinates* a *Surface-2-Surface*

Teplotní pole

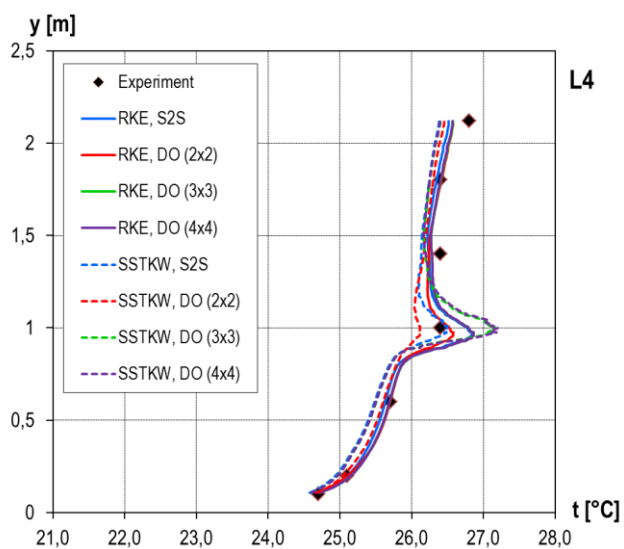
Na následujících obrázcích jsou zobrazené teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5. Jak je na první pohled patrné, rozdíly mezi jednotlivými případy jsou v profilech **L1** (obr. 112), **L2** (obr. 113) a **L5** (obr. 115) minimální a celkově všechny případy odpovídají experimentu profesora Kato (2005). Jediný výraznější rozdíl mezi případy nastal přibližně do výšky 1,4 m nad úroveň podlahy, kde jsou u všech výsledků s modelem turbulence SSTKW v porovnání s RKE teploty vzduchu nižší. Větší rozdíly mezi jednotlivými modely radiace nastaly v úrovni 1 m v profilu **L4**, který je uveden na obrázku 114. V tomto místě model DO s diskretizací 2x2 (pro oba modely turbulence) předpověděl přibližně o 0,3 °C nižší teplotu v porovnání s S2S. U modelu turbulence RKE model radiace DO (3x3, 4x4) dosáhl shodných výsledků jako S2S, ale v případě varianty s SSTKW DO (3x3, 4x4) teplotu nadhodnotil o 0,6 °C. V tabulkách 29 a 30 jsou uvedeny střední kvadratické a absolutní odchylky. Největších odchylek dosáhl model turbulence SSTKW s modely radiace DO (3x3, 4x4) a S2S.



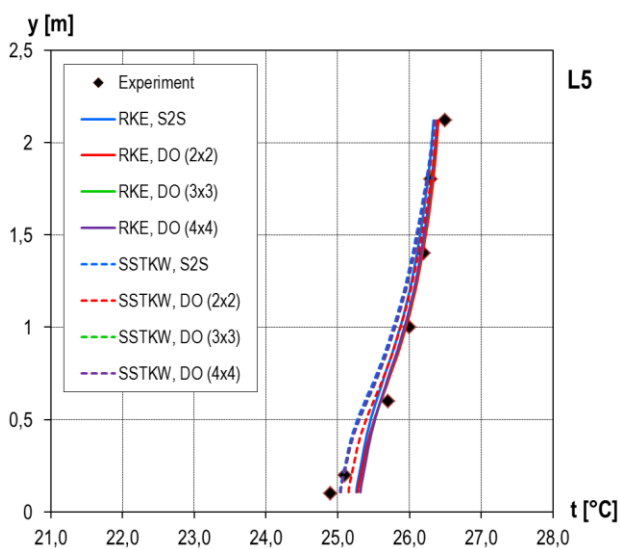
Obr. 112 Vertikální teplotní profily v L1 s různými modely radiace



Obr. 113 Vertikální teplotní profily v L2 s různými modely radiace



Obr. 114 Vertikální teplotní profily v L4 s různými modely radiace



Obr. 115 Vertikální teplotní profily v L5 s různými modely radiace

Tab. 29 RMS pro vertikální teplotní profily (různé modely radiace)

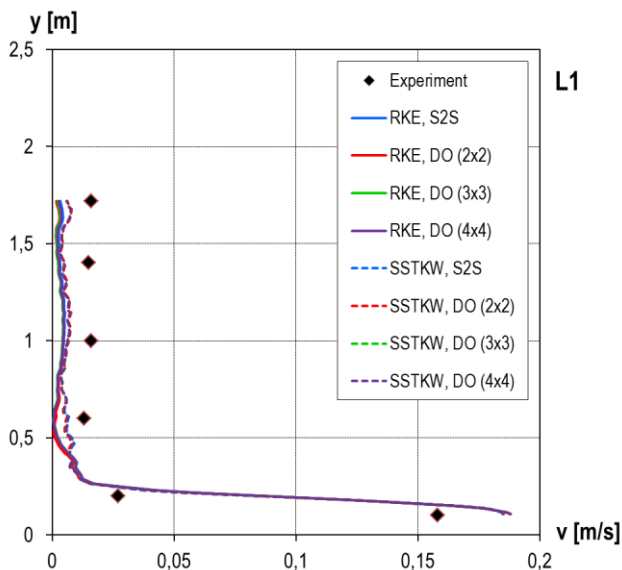
	RMS - t_a [°C]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L1	0,64584	0,63239	0,63119	0,63149	0,68220	0,65353	0,67915	0,68009
L2	0,19159	0,19398	0,16127	0,16097	0,29797	0,22761	0,27936	0,28022
L4	0,19194	0,11970	0,17686	0,17928	0,23178	0,19958	0,35086	0,36630
L5	0,18822	0,17446	0,19441	0,19517	0,17963	0,14378	0,16003	0,16348

Tab. 30 MAE pro vertikální teplotní profily (různé modely radiace)

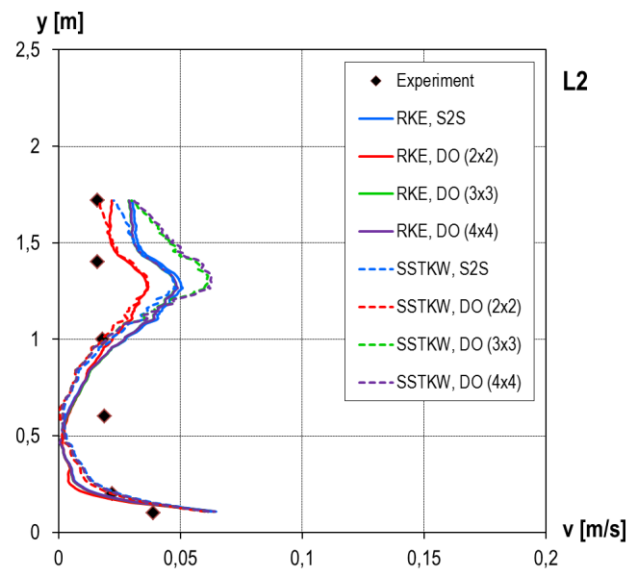
	MAE - t_a [°C]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L1	0,37675	0,37571	0,36966	0,36763	0,41890	0,37229	0,40299	0,40517
L2	0,13678	0,12909	0,11095	0,10942	0,24989	0,17540	0,21909	0,22038
L4	0,14604	0,08898	0,11907	0,12031	0,21039	0,16772	0,28149	0,28927
L5	0,16407	0,12733	0,14239	0,14394	0,15483	0,12214	0,13541	0,13886

Rychlostní pole

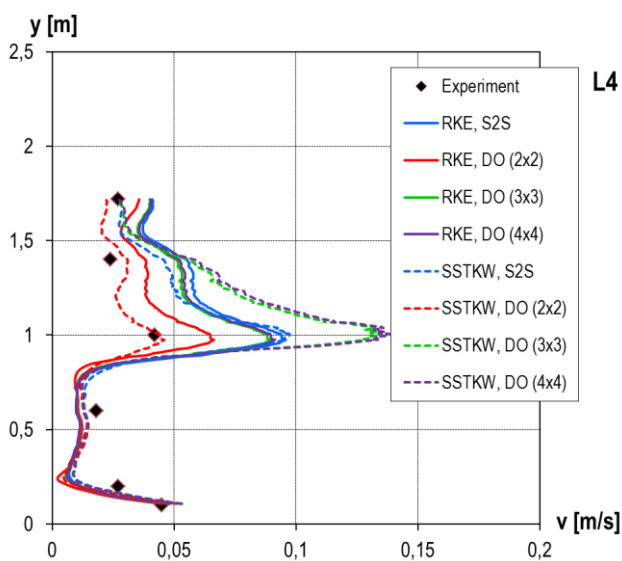
Profily rychlostí proudění vzduchu v místě **L1** (obr. 116) a **L5** (obr. 119) se mezi jednotlivými modely radiace příliš neliší. Stejně jako v předchozí kapitole má průběh rychlostí stejný trend jako měřená data profesora Kato (2005), ale spočítané rychlosti jsou po celé výšce profilu oproti experimentu nižší. V místě **L2** (obr. 117) do úrovně 1 m mají rychlosti všech modelů stejný průběh, od 1 m dále jsou již mezi jednotlivými variantami rozdíly. V případech s RKE model radiace DO (2x2) nejméně nadhodnotil rychlost proudění vzduchu v horní polovině profilu, modely DO (3x3), DO (4x4) a S2S dosáhly stejných výsledků. V případech s modelem turbulence SSTKW předpověděl DO (2x2) a S2S stejný průběh rychlostí jako DO (2x2) a S2S u RKE. Nicméně zvyšování diskretizace u DO na 3x3 a 4x4 v kombinaci s SSTKW rychlosti proudění vzduchu v horní části profilu nadhodnotily výrazněji, pokud porovnáme tyto profily s profily RKE se stejnou diskretizací DO.



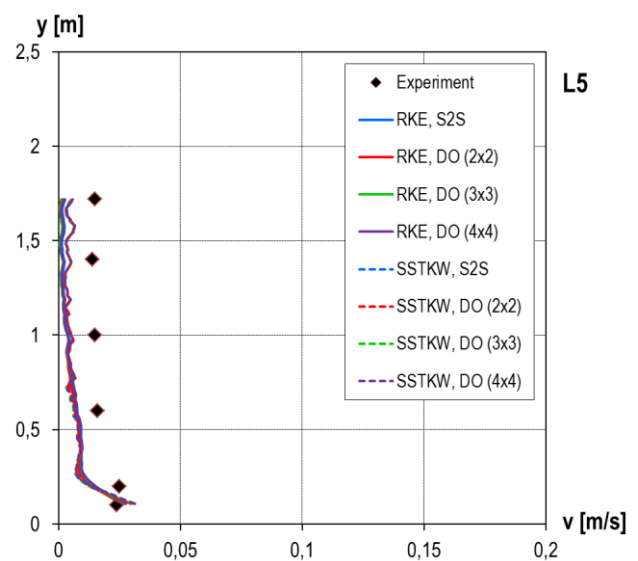
Obr. 116 Vertikální rychlostní profily v L1 s různými modely radiace



Obr. 117 Vertikální rychlostní profily v L2 s různými modely radiace



Obr. 118 Vertikální rychlostní profily v L4 s různými modely radiace



Obr. 119 Vertikální rychlostní profily v L5 s různými modely radiace

Podobné chování nastalo také za CSP, tj. v místě **L4** na obrázku 118. V dolní části profilu mají rychlosti všech případů stejný průběh, v úrovni 1 m jsou mezi nimi největší rozdíly. Model radiace DO (2x2) s modelem turbulence SSTKW jako jediný vystihl trend měřených dat, nicméně zvýšení diskretizace na 3x3 a 4x4 u DO vedlo k výraznému nadhodnocení rychlosti proudění vzduchu. Model radiace DO (2x2) v kombinaci s RKE nadhodnotil rychlost v úrovni 1 m pouze mírně, zbylé modely radiace DO (3x3, 4x4) a S2S dosáhly stejně velkého nadhodnocení rychlosti.

V profilech v L2 a L4 jsou díky největším rozdílům také patrné největší RMS a MAE, které uvádí tabulky 31 a 32. Nejmenších odchylek dosáhl model radiace DO (2x2) s oběma modely turbulence a model radiace S2S v kombinaci s SSTKW. Největší odchylky jsou pro model radiace DO (3x3 i 4x4) s modelem turbulence SSTKW.

Tab. 31 RMS pro vertikální rychlostní profily (různé modely radiace)

	RMS - v [m/s]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L1	0,02945	0,02956	0,02958	0,02944	0,02688	0,02707	0,02734	0,02725
L2	0,01866	0,01515	0,01784	0,01799	0,01673	0,01394	0,02174	0,02237
L4	0,02650	0,01442	0,02374	0,02448	0,02523	0,00885	0,04067	0,04227
L5	0,01002	0,01072	0,01047	0,01024	0,00952	0,00959	0,00992	0,00979

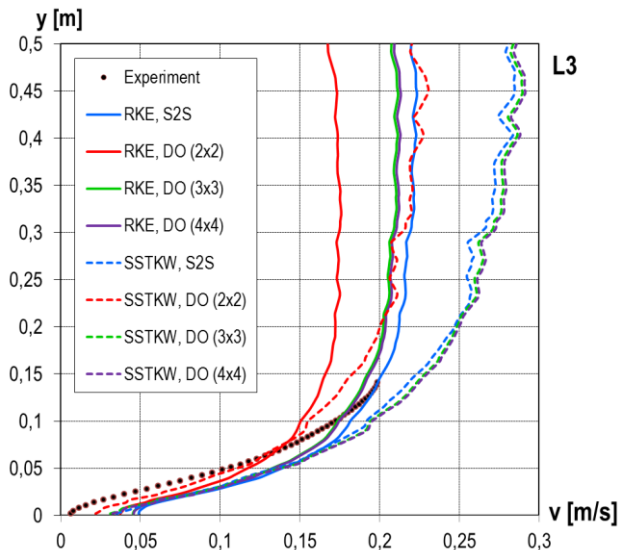
Tab. 32 MAE pro vertikální rychlostní profily (různé modely radiace)

	MAE - v [m/s]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L1	0,02327	0,02358	0,02369	0,02346	0,02007	0,02023	0,02039	0,02032
L2	0,01668	0,01273	0,01600	0,01610	0,01361	0,00964	0,01690	0,01738
L4	0,02139	0,01288	0,01951	0,02006	0,01754	0,00756	0,02571	0,02664
L5	0,00966	0,01017	0,01000	0,00986	0,00948	0,00947	0,00984	0,00973

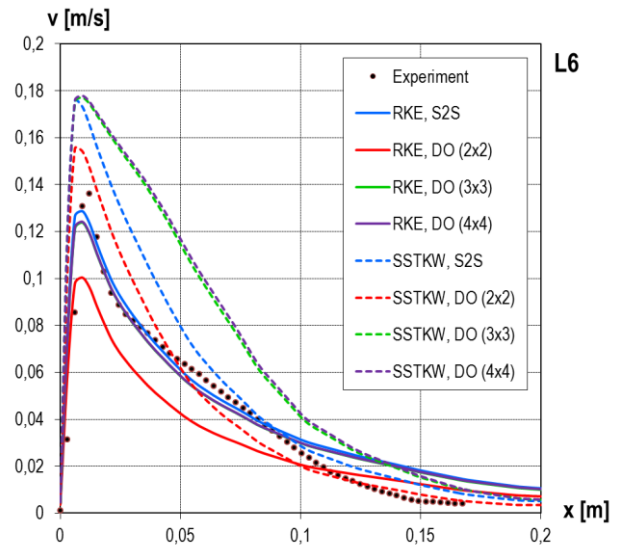
CSP a jeho okolí

Na obrázku 120 jsou uvedeny vertikální rychlostní profily nad hlavou CSP (**L3**). V tomto místě předpověděl nejnižší rychlost proudění vzduchu model radiace DO (2x2) s modelem turbulence RKE. Zvýšení diskretizace na 3x3 u tohoto modelu přispělo ke zlepšení výsledků, další zvýšení na 4x4 nepřineslo žádnou změnu. Model S2S v kombinaci s RKE dosáhl podobných výsledků jako DO (3x3, 4x4). Stejně tak tyto modely radiace s modelem turbulence SSTKW předpověděly shodné výsledky, nicméně v celém profilu rychlosti proudění vzduchu oproti experimentu profesora Kato (2005) nadhodnotily. Díky tomu také tyto případy mají největší střední kvadratické a absolutní odchylky, které jsou uvedené v tabulkách 33 a 34.

V horizontálním rychlostním profilu před tváří CSP (**L6**, obr. 121) je patrné podobné chování modelů radiace jako v místě L3. Nejnižší maximální rychlost proudění vzduchu předpověděl model radiace DO (2x2) s modelem turbulence RKE. Zvýšení počtu diskretních úhlů na 3x3 přispělo ke zlepšení výsledků, další zvýšení na 4x4 nevedlo k žádné změně. Model radiace S2S v kombinaci s RKE předpověděl výsledky shodně s DO (3x3, 4x4). Ve všech případech modelů radiace s modelem turbulence SSTKW došlo v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) k nadhodnocení maximální rychlosti proudění vzduchu. Modely DO (3x3, 4x4) a S2S sice předpověděly stejnou maximální rychlost, ale u modelu DO (3x3, 4x4) je patrná mnohem silnější mezní konvektivní vrstva. V tomto profilu se nejvíce přiblížily experimentu varianty DO (3,3x 4x4) a S2S s modelem turbulence RKE, čemuž také odpovídají RMS a MAE.

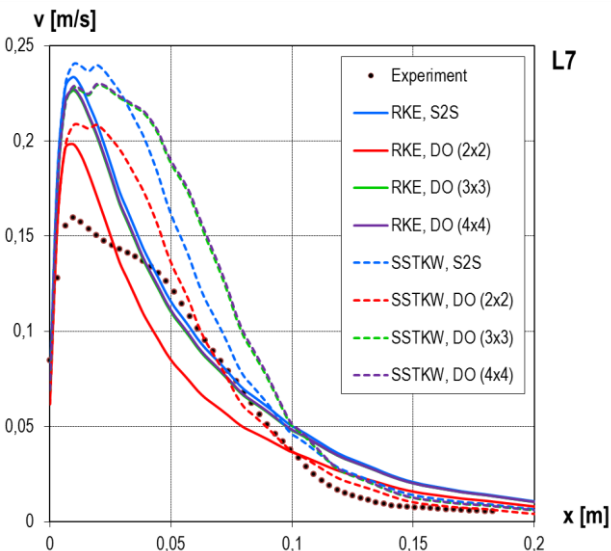


Obr. 120 Vertikální rychlostní profily v L3 s různými modely radiace

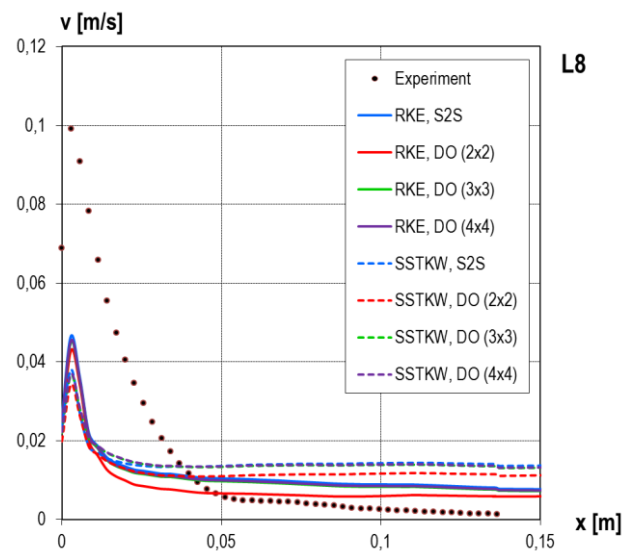


Obr. 121 Horizontální rychlostní profily v L6 s různými modely radiace

V úrovni pelvisu, tj. v místě L7 na obrázku 122, všechny řešené varianty výrazně nadhodnotily maximální rychlost proudění vzduchu, k čemuž došlo již v předchozí kapitole u všech hodnocených modelů turbulence. Model radiace S2S a vyšší rozlišení DO rychlosti nadhodnotily ještě o něco více. To je dáno vyšší povrchovou teplotou CSP, jak bude diskutováno dále. V horizontálních profilech L8 na obrázku 123 (stejně jako v předchozí kapitole) došlo naopak k výraznému podhodnocení rychlostí u všech řešených variant. Rozdíly mezi jednotlivými modely radiace jsou v tomto případě minimální.



Obr. 122 Horizontální rychlostní profily v L7 s různými modely radiace



Obr. 123 Horizontální rychlostní profily v L8 s různými modely radiace

Tab. 33 RMS pro rychlostní profily blízko CSP (různé modely radiace)

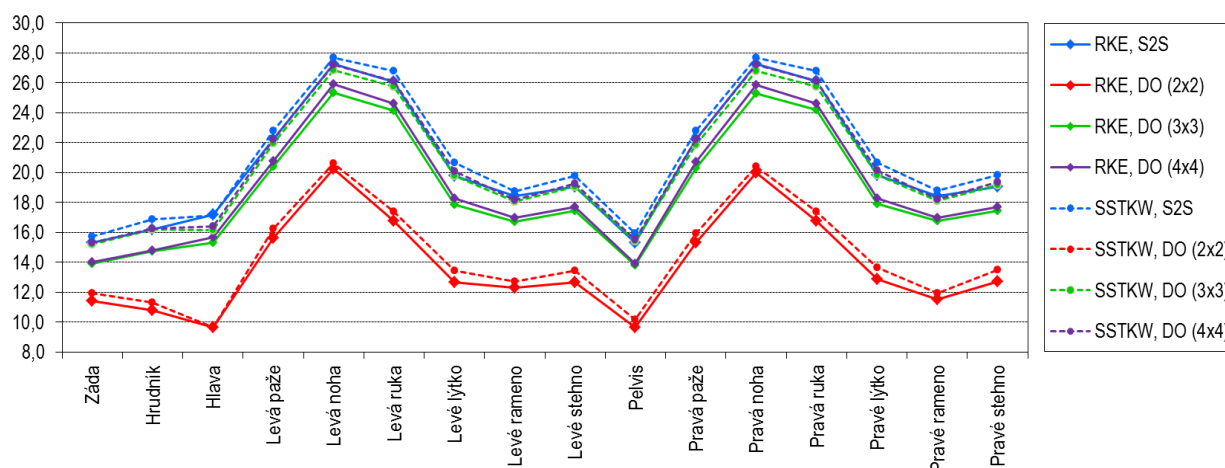
	RMS - v [m/s]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L3	0,02799	0,02407	0,02411	0,02446	0,02721	0,01495	0,02940	0,03053
L6	0,01160	0,01601	0,01093	0,01101	0,02483	0,01671	0,03861	0,03986
L7	0,02614	0,02006	0,02357	0,02383	0,03953	0,02336	0,04402	0,03053
L8	0,01954	0,02047	0,01977	0,01972	0,02209	0,02203	0,02171	0,02168

Tab. 34 MAE pro rychlostní profily blízko CSP (různé modely radiace)

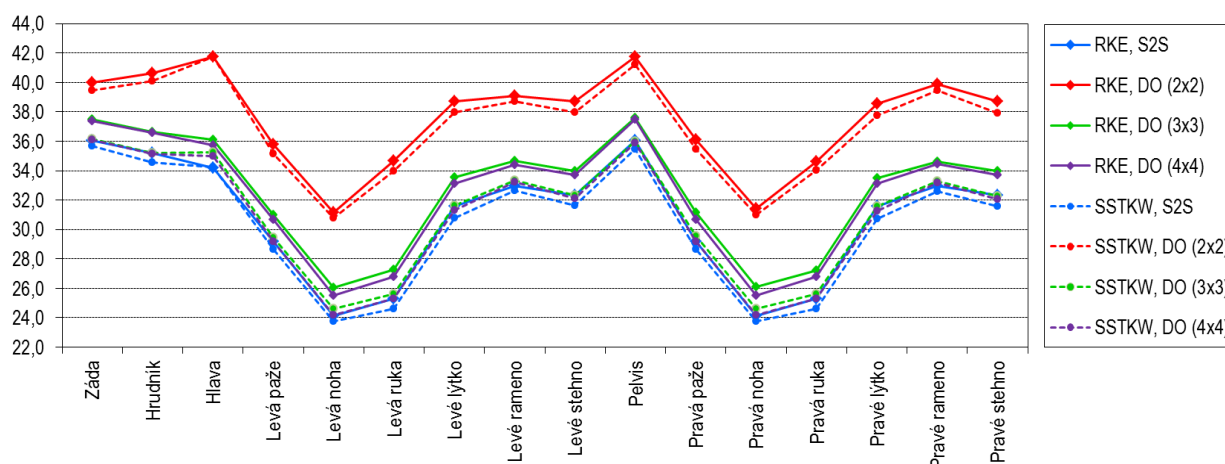
	MAE - v [m/s]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
L3	0,02306	0,02155	0,01967	0,01985	0,02617	0,01352	0,02880	0,02996
L6	0,00798	0,01323	0,00797	0,00800	0,01549	0,00948	0,03117	0,03250
L7	0,01828	0,01630	0,01720	0,01728	0,02744	0,01438	0,03339	0,03422
L8	0,01264	0,01166	0,01234	0,01240	0,01603	0,01493	0,01562	0,01565

Tepelný tok

Na obrázcích 124 a 125 je graficky znázorněno rozložení vážených průměrů povrchových tepelných toků konvekcí a radiací. Přesnou velikost jednotlivých toků uvádí tabulky 35 a 36. Ukázalo se, že rozdělení celkového tepelného toku na konvektivní a radiační část bude klíčovým bodem pro určení povrchové teploty CSP, která je uvedena dále. Celkový poměr mezi konvekcí a radiací (C:R) se odvíjí od modelu radiace, jak vyplývá z tabulky 37. Model radiace DO se základní diskretizací úhlů 2x2 v obou případech modelů turbulence celkový tepelný tok rozdělil v poměru (C:R) 25:75. Menší konvektivní část resp. větší radiační část tepelného toku měla za následek podhodnocení povrchových teplot. Zvýšení diskretizace na 3x3 resp. 4x4 vedlo k přerozdělení tepelného toku. V případě modelu turbulence RKE je poměr C:R cca 34:66, pro model turbulence SSTKW cca 36,5:63,5. Ve stejném poměru je tepelný tok rozdělen také při užití modelu radiace S2S. Rozložení tepelných toků radiací na ploše CSP je také dobře vidět na obrázcích 126 a 127.

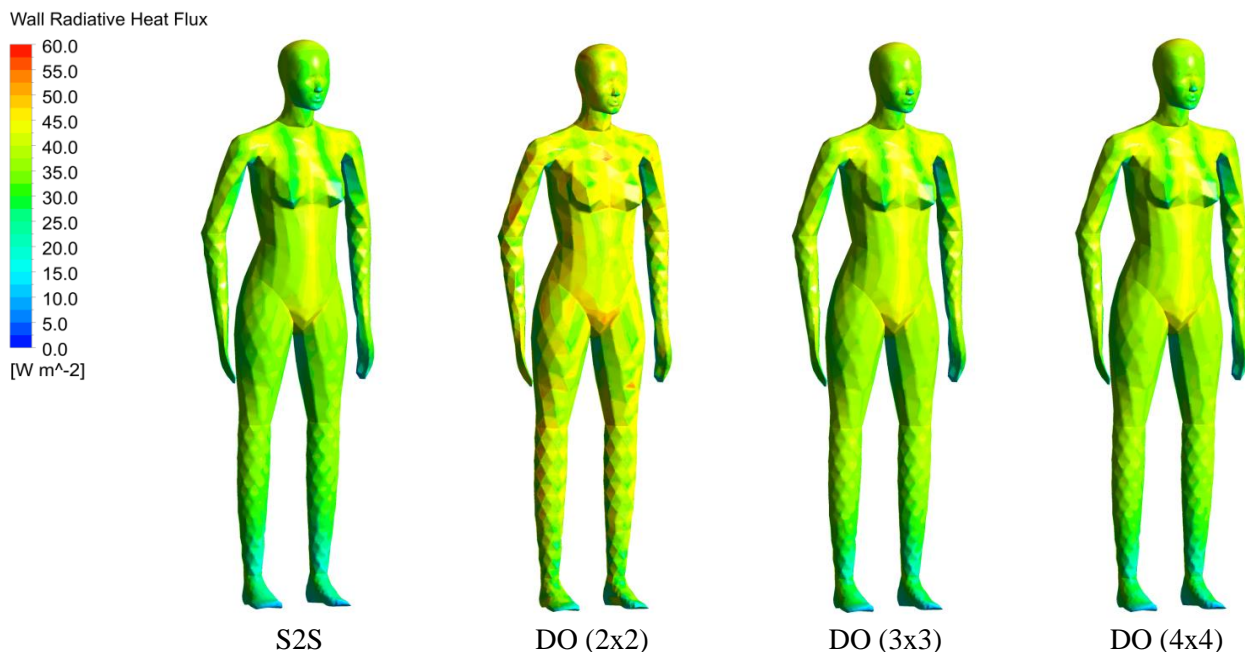


Obr. 124 Tepelný tok konvekcí pro různé modely radiace

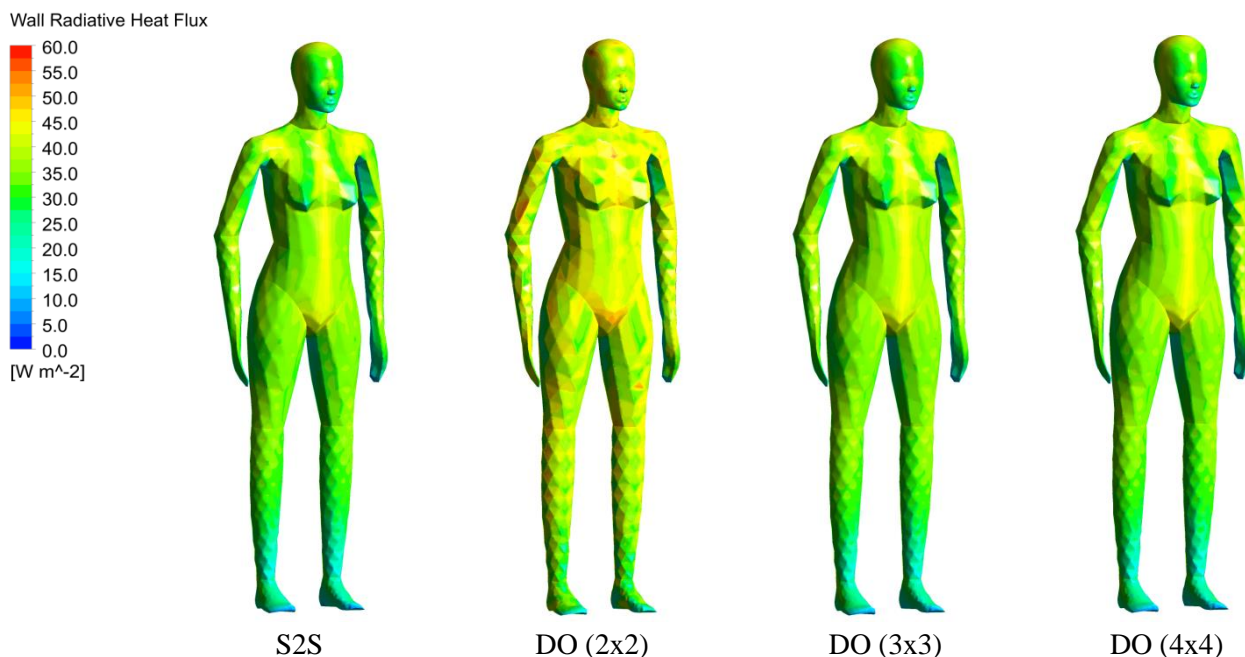


Obr. 125 Tepelný tok radiací pro různé modely radiace

Z obrázků 124 i 125 je patrné, že poměr mezi tepelným tokem radiací a konvekcí se liší také mezi jednotlivými částmi těla. To je dáno teplotou okolního vzduchu, která se s výškou zvyšuje. Nejmenší tepelný tok radiací resp. největší tepelný tok konvekcí je v oblasti nohou a na obou rukách, neboť tyto části jsou vystaveny studenému proudu vzduchu z přírodního prvku. Rozložení tepelných toků radiací je také dobře vidět na obrázcích 126 a 127. Naopak největší tepelný tok radiací resp. nejmenší tepelný tok konvekcí je na hlavě, zádech a hrudníku CSP, kde je již okolní teplota vzduchu vyšší.



Obr. 126 Rozložení tepelného toku radiací pro různé modely radiace s modelem turbulence Realizable $k-\epsilon$



Obr. 127 Rozložení tepelného toku radiací pro různé modely radiace s modelem turbulence SST $k-\omega$

Tab. 35 Tepelný tok konvekcí na povrchu CSP (různé modely radiace)

Část těla	Tepelný tok konvekcí [W/m ²]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
Záda	15,33	11,40	13,93	14,01	15,74	11,92	15,23	15,31
Hrudník	16,21	10,77	14,75	14,80	16,85	11,32	16,18	16,27
Hlava	17,19	9,63	15,31	15,65	17,15	9,66	16,15	16,41
Levá paže	22,23	15,64	20,39	20,74	22,76	16,25	21,95	22,22
Levá noha	27,28	20,22	25,35	25,89	27,65	20,60	26,81	27,20
Levá ruka	26,07	16,75	24,13	24,61	26,77	17,41	25,76	26,11
Levé lýtko	19,79	12,68	17,87	18,26	20,63	13,44	19,78	20,07
Levé rameno	18,44	12,29	16,73	16,98	18,75	12,69	18,04	18,19
Levé stehno	19,06	12,67	17,43	17,69	19,76	13,43	19,07	19,28
Pelvis	15,33	9,63	13,82	13,90	15,91	10,16	15,42	15,51
Pravá paže	22,21	15,28	20,27	20,72	22,77	15,91	21,86	22,22
Pravá noha	27,26	19,99	25,29	25,88	27,65	20,42	26,78	27,20
Pravá ruka	26,10	16,76	24,17	24,62	26,77	17,38	25,77	26,11
Pravé lýtko	19,81	12,85	17,89	18,27	20,67	13,65	19,84	20,11
Pravé rameno	18,42	11,53	16,76	16,96	18,80	11,94	18,11	18,21
Pravé stehno	19,07	12,69	17,43	17,71	19,82	13,49	19,14	19,36
Celkem	18,92	12,53	17,22	17,48	19,48	13,10	18,74	18,95

Tab. 36 Tepelný tok radiací na povrchu CSP (různé modely radiace)

Část těla	Tepelný tok radiací [W/m ²]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
Záda	36,07	40,00	37,47	37,39	35,66	39,48	36,17	36,09
Hrudník	35,19	40,63	36,65	36,60	34,55	40,08	35,22	35,13
Hlava	34,21	41,77	36,09	35,75	34,25	41,75	35,25	34,99
Levá paže	29,17	35,76	31,01	30,66	28,64	35,15	29,45	29,18
Levá noha	24,12	31,18	26,05	25,51	23,75	30,80	24,59	24,20
Levá ruka	25,33	34,65	27,27	26,79	24,63	33,99	25,64	25,29
Levé lýtko	31,61	38,72	33,53	33,14	30,77	37,96	31,62	31,33
Levé rameno	32,96	39,11	34,67	34,42	32,65	38,71	33,36	33,21
Levé stehno	32,34	38,73	33,97	33,71	31,64	37,97	32,33	32,12
Pelvis	36,07	41,77	37,58	37,50	35,49	41,24	35,98	35,89
Pravá paže	29,19	36,12	31,13	30,68	28,63	35,49	29,54	29,18
Pravá noha	24,14	31,41	26,11	25,52	23,75	30,98	24,62	24,20
Pravá ruka	25,30	34,64	27,23	26,78	24,63	34,02	25,63	25,29
Pravé lýtko	31,59	38,55	33,51	33,13	30,73	37,75	31,56	31,29
Pravé rameno	32,98	39,87	34,64	34,44	32,60	39,46	33,29	33,19
Pravé stehno	32,33	38,71	33,97	33,69	31,58	37,91	32,26	32,04
Celkem	32,48	38,87	34,18	33,92	31,92	38,30	32,66	32,45

Tab. 37 Poměr mezi radičním a konvektivním tepelným tokem (různé modely radiace)

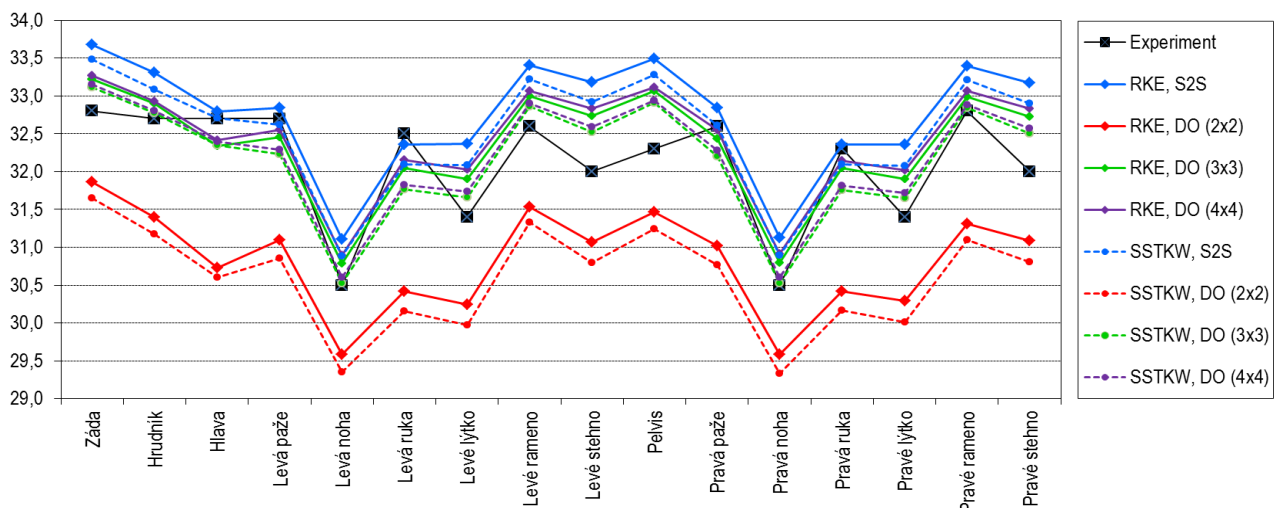
Poměr R:C	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
Radiace (R)	63,2	75,6	66,5	66,0	62,1	74,5	63,5	63,1
Konvekce (C)	36,8	24,4	33,5	34,0	37,9	25,5	36,5	36,9
Celkem	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0

Povrchová teplota

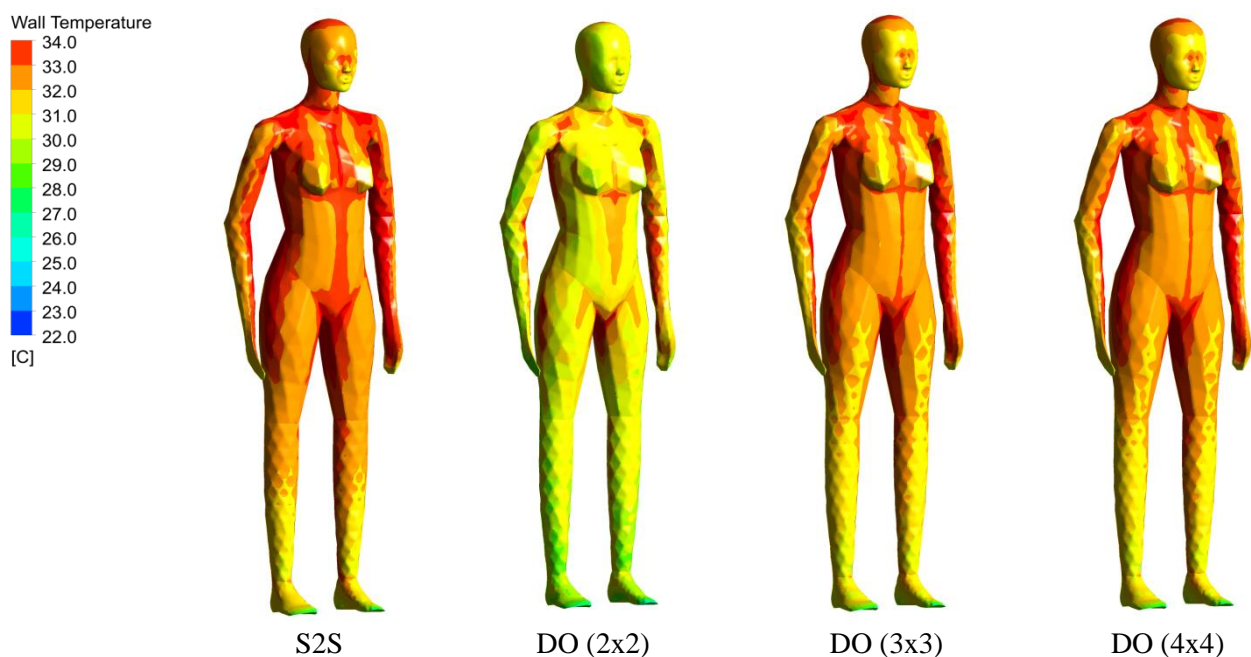
Na obrázcích 128, 129 a 130 jsou znázorněny vážené průměry povrchových teplot jednotlivých částí těla pro všechny řešené případy. V tabulkách 40 a 41 jsou tyto teploty a jejich rozdíly oproti experimentu profesora Kato (2005) uvedeny číselně. Z obrázku i tabulek je vidět výrazný rozdíl mezi modely DO (2x2) a DO s větší diskretizací a S2S (pro oba modely turbulence).

Jak bylo popsáno výše, nižší povrchové teploty u modelu DO (2x2) vyplývají z rozdělení tepelného toku. Vyšší stupně diskretizace u modelu DO a model S2S povrchovou teplotu CSP předpověděly mnohem lépe. Model radiace S2S v kombinaci s oběma modely turbulence o něco více teploty nadhodnotil.

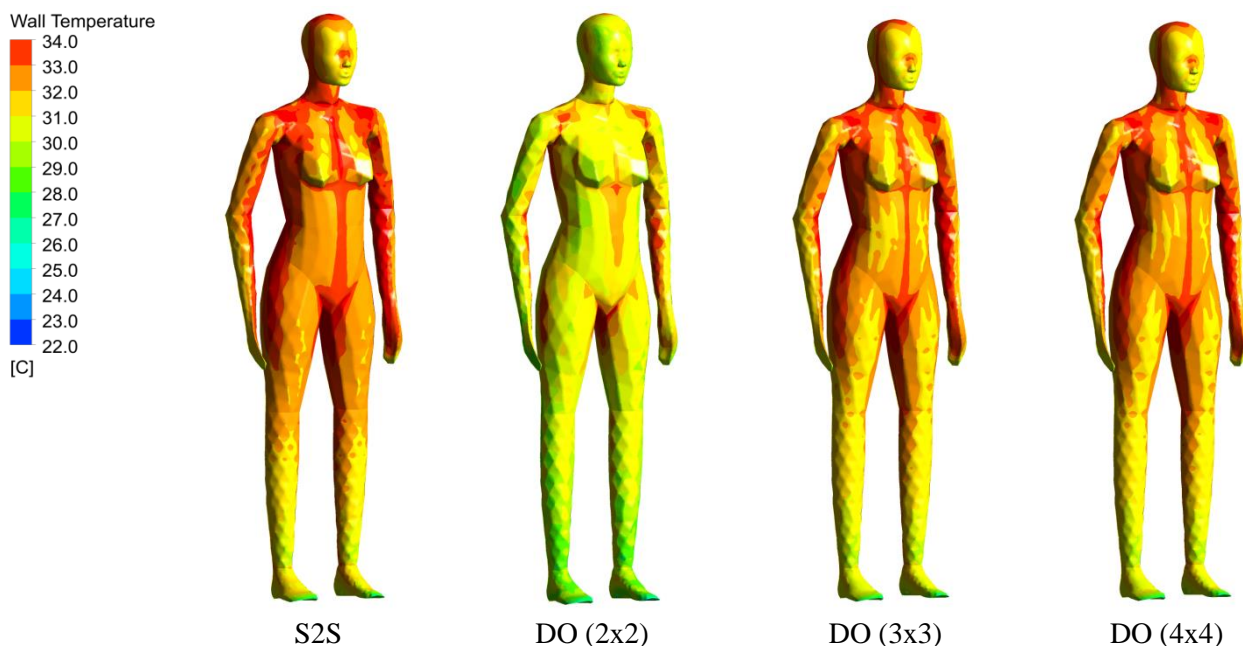
Největší rozdíl mezi vypočtenými a změřenými povrchovými teplotami nastal ve všech případech modelů radiace u obou stehén. Zde je u S2S rozdíl teplot více než 1 °C. Celkově se nejblíže experimentu profesora Kato (2005) přiblížil model radiace DO (3x3) v kombinaci s modelem turbulence SSTKW. Ten předpověděl celkovou střední teplotu těla 32,36 °C, což je pouze o 0,16 °C více, než je střední teplota těla zjištěná při experimentu (32,2 °C). Tomu také odpovídá střední kvadratická i absolutní odchylka (tabulka 38 a 39), která pro tuto kombinaci vyšla nejmenší (RMS = 0,3 °C; MAE = 0,33 °C). Podobných hodnot dosáhl také model radiace DO (4x4) s SSTKW. Model radiace DO (3x3, 4x4) předpověděl povrchové teploty CSP poměrně dobře také v kombinaci s modelem turbulence RKE. I v této variantě nepřesáhly střední kvadratické a střední absolutní odchylky hodnotu 0,5 °C.



Obr. 128 Teploty na povrchu CSP pro různé modely radiace



Obr. 129 Rozložení povrchové teploty CSP pro různé modely radiace s modelem turbulence Realizable k-ε



Obr. 130 Rozložení povrchové teploty CSP pro různé modely radiace s modelem turbulence SST k- ω

Tab. 38 RMS pro střední povrchovou teplotu CSP pro různé modely radiace

	RMS - t [°C]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
t _{body} [°C]	0,75249	1,35641	0,44896	0,49715	0,57124	1,58238	0,39840	0,40403

Tab. 39 MAE pro střední povrchovou teplotu CSP pro různé modely radiace

	MAE - t [°C]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
t _{body} [°C]	0,64164	1,29375	0,40573	0,43368	0,48376	1,53131	0,33609	0,35619

Tab. 40 Povrchové teploty CSP pro různé modely radiace

Část těla	Teplota povrchu těla CSP [°C]								
	Experiment	RKE				SSTKW			
		S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
Záda	32,8	33,67	31,87	33,22	33,27	33,49	31,65	33,12	33,15
Hrudník	32,7	33,31	31,40	32,90	32,93	33,09	31,17	32,78	32,80
Hlava	32,70	32,79	30,73	32,34	32,42	32,70	30,60	32,35	32,39
Levá paže	32,70	32,85	31,10	32,46	32,56	32,62	30,86	32,23	32,29
Levá noha	30,50	31,11	29,58	30,79	30,90	30,89	29,35	30,52	30,60
Levá ruka	32,50	32,36	30,41	32,05	32,15	32,10	30,15	31,76	31,82
Levé lýtko	31,40	32,37	30,25	31,91	32,02	32,08	29,97	31,66	31,73
Levé rameno	32,60	33,41	31,54	33,00	33,07	33,22	31,33	32,86	32,90
Levé stehno	32,00	33,18	31,07	32,74	32,83	32,92	30,80	32,52	32,59
Pelvis	32,30	33,50	31,47	33,07	33,11	33,27	31,24	32,91	32,94
Pravá paže	32,60	32,84	31,02	32,44	32,55	32,61	30,76	32,20	32,28
Pravá noha	30,50	31,12	29,58	30,79	30,91	30,90	29,34	30,52	30,61
Pravá ruka	32,30	32,35	30,42	32,05	32,14	32,09	30,16	31,76	31,82
Pravé lýtko	31,40	32,36	30,29	31,90	32,02	32,07	30,02	31,65	31,72
Pravé rameno	32,80	33,40	31,31	32,99	33,06	33,21	31,10	32,84	32,88
Pravé stehno	32,00	33,17	31,08	32,73	32,83	32,90	30,80	32,50	32,57
Celkem	32,20	32,96	30,99	32,54	32,62	32,73	30,75	32,36	32,41

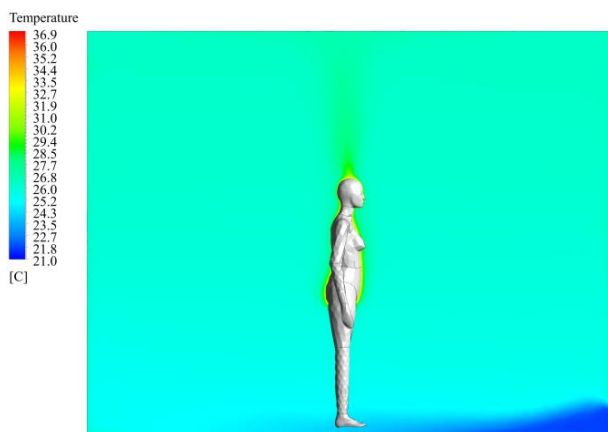
Tab. 41 Rozdíly povrchových teplot CSP mezi CFD a experimentem pro různé modely radiace

Část těla	Rozdíly povrchových teplot těla CSP (CFD-Experiment) [°C]							
	RKE				SSTKW			
	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)	S2S	DO (2x2)	DO (3x3)	DO (4x4)
Záda	0,87	-0,93	0,42	0,47	0,69	-1,15	0,32	0,35
Hrudník	0,61	-1,30	0,20	0,23	0,39	-1,53	0,08	0,10
Hlava	0,09	-1,97	-0,36	-0,28	0,00	-2,10	-0,35	-0,31
Levá paže	0,15	-1,60	-0,24	-0,14	-0,08	-1,84	-0,47	-0,41
Levá noha	0,61	-0,92	0,29	0,40	0,39	-1,15	0,02	0,10
Levá ruka	-0,14	-2,09	-0,45	-0,35	-0,40	-2,35	-0,74	-0,68
Levé lýtko	0,97	-1,15	0,51	0,62	0,68	-1,43	0,26	0,33
Levé rameno	0,81	-1,06	0,40	0,47	0,62	-1,27	0,26	0,30
Levé stehno	1,18	-0,93	0,74	0,83	0,92	-1,20	0,52	0,59
Pelvis	1,20	-0,83	0,77	0,81	0,97	-1,06	0,61	0,64
Pravá paže	0,24	-1,58	-0,16	-0,05	0,01	-1,84	-0,40	-0,32
Pravá noha	0,62	-0,92	0,29	0,41	0,40	-1,16	0,02	0,11
Pravá ruka	0,05	-1,88	-0,25	-0,16	-0,21	-2,14	-0,54	-0,48
Pravé lýtko	0,96	-1,11	0,50	0,62	0,67	-1,38	0,25	0,32
Pravé rameno	0,60	-1,49	0,19	0,26	0,41	-1,70	0,04	0,08
Pravé stehno	1,17	-0,92	0,73	0,83	0,90	-1,20	0,50	0,57
Celkem	0,76	-1,21	0,34	0,42	0,53	-1,45	0,16	0,21

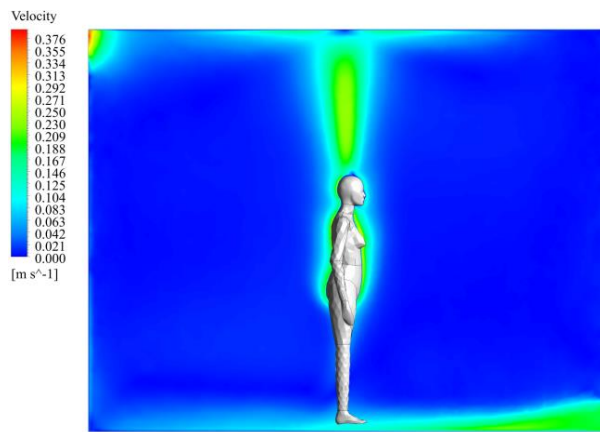
Shrnutí výsledků

Výsledky ukázaly největší rozdíly mezi různými modely radiace v rychlostních profilech kolem CSP, které vyplývají z rozdílné povrchové teploty CSP. V místech dále od CSP byly rozdíly mezi jednotlivými variantami minimální. Vypočtené teploty povrchu se mezi jednotlivými případy liší díky rozdílným poměrům radiačního a konvektivního tepelného toku na povrchu CSP. Menší podíl konvektivní složky resp. větší část radiační složky tepelného toku vede k nižší povrchové teplotě CSP a tudíž také k nižšímu konvektivnímu proudění kolem těla CSP. Rozdíly mezi teplotními a rychlostními poli v okolí CSP jsou vidět na podélných řezech 131 až 146.

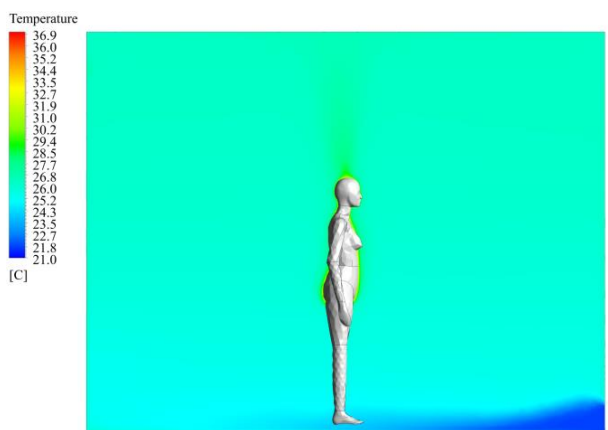
U modelu radiace DO (2x2) s oběma modely turbulence je celkově menší tloušťka konvektivní mezní vrstvy v důsledku menšího rozdílu teplot mezi povrchem CSP a okolním vzduchem. Zvýšením počtu diskretních úhlů a tím také zvýšení povrchové teploty CSP je mezní vrstva tlustší, především u variant s modelem turbulence SSTKW. V těchto případech také proudění nad hlavou CSP dosahuje vyšších rychlostí, jak bylo také patrné z vertikálních rychlostních profilů v L3 (obr. 120).



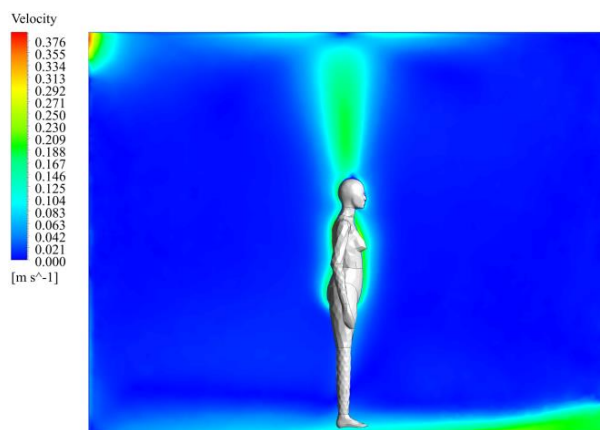
Obr. 131 Teplotní pole – RKE, S2S



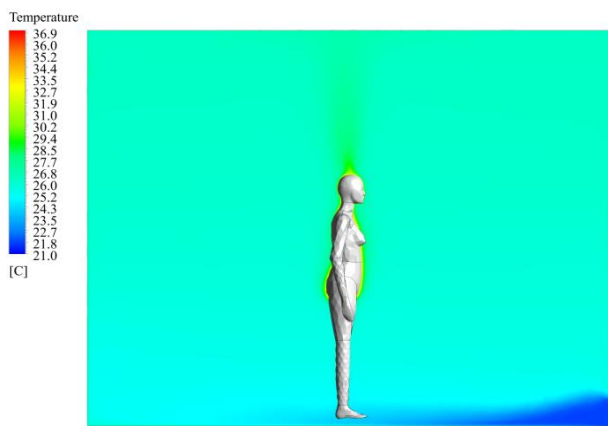
Obr. 132 Rychlostní pole – RKE, S2S



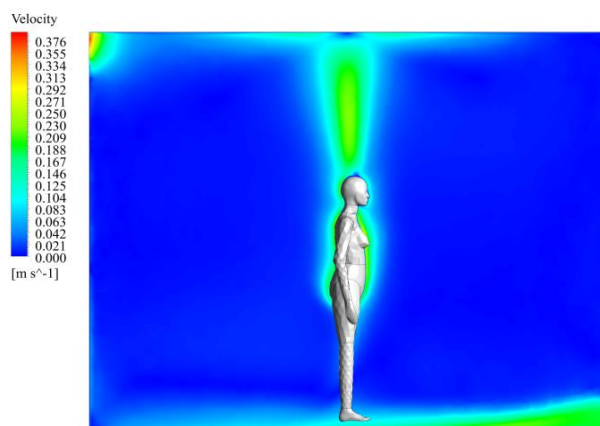
Obr. 133 Teplotní pole – RKE, DO (2x2)



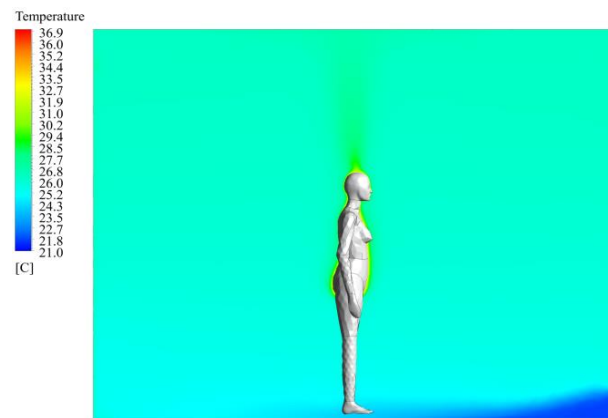
Obr. 134 Rychlostní pole – RKE, DO (2x2)



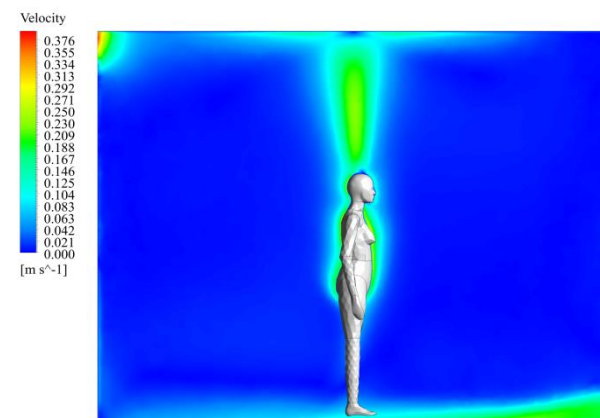
Obr. 135 Teplotní pole – RKE, DO (3x3)



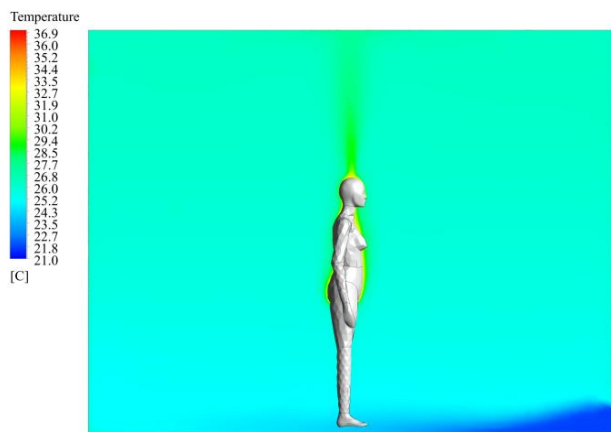
Obr. 136 Rychlostní pole – RKE, DO (3x3)



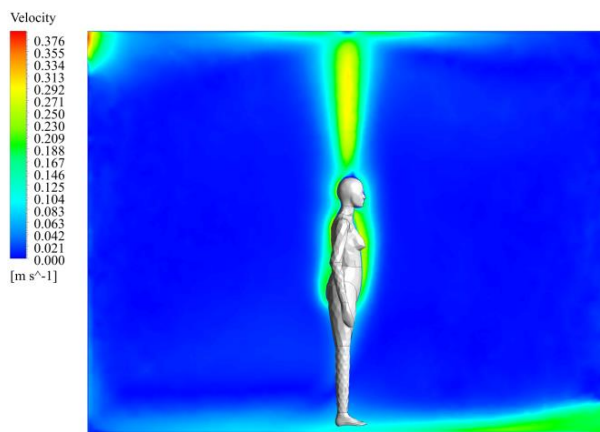
Obr. 137 Teplotní pole – RKE, DO (4x4)



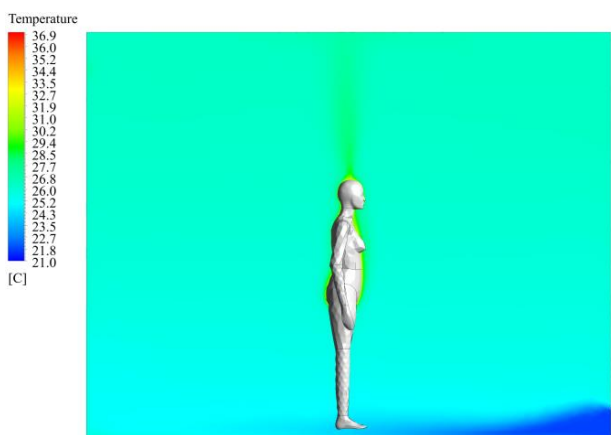
Obr. 138 Rychlostní pole – RKE, DO (4x4)



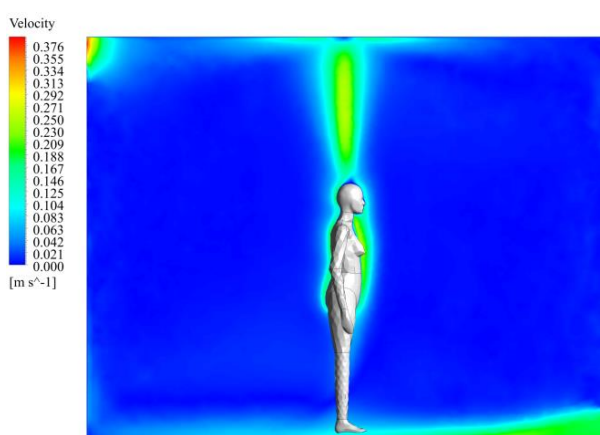
Obr. 139 Teplotní pole – SSKW, S2S



Obr. 140 Rychlostní pole – SSKW, S2S



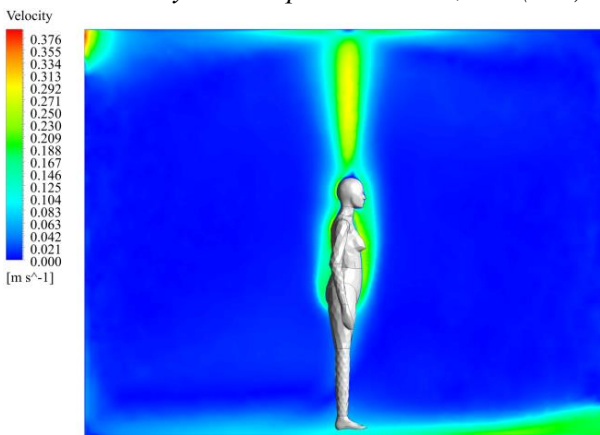
Obr. 141 Teplotní pole – SSKW, DO (2x2)



Obr. 142 Rychlostní pole – SSKW, DO (2x2)



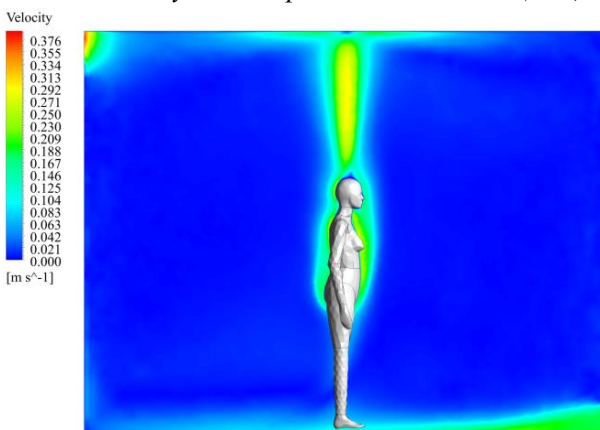
Obr. 143 Teplotní pole – SSKW, DO (3x3)



Obr. 144 Rychlostní pole – SSKW, DO (3x3)



Obr. 145 Teplotní pole – SSKW, DO (4x4)



Obr. 146 Rychlostní pole – SSKW, DO (4x4)

7.2.2 Diskuze a závěr vlivu modelu radiace

Výsledky teplotního i rychlostního pole ukázaly největší rozdíly mezi jednotlivými studovanými variantami především v okolí CSP. Tyto rozdíly jsou dány rozdílným poměrem radiačního a konvektivního tepelného toku na povrchu CSP. Model DO se základní diskretizací 2x2 s oběma modely turbulence tepelný tok rozdělil v poměru 25 % pro konvekci a 75 % pro radiaci. Díky menší konvektivní složce došlo k podhodnocení povrchové teploty CSP o více než 1 °C v porovnání s experimentem profesora Kato (2005). Zvýšení diskretizace na 3x3 resp. 4x4 vedlo pro RKE k poměru C:R 33,5:66,5 resp. 34:66, pro SSTKW 36,5:63,5 resp. 37:63. Podobného poměru dosáhl také model radiace S2S s oběma modely turbulence. Zvýšení konvektivního resp. zmenšení radiačního tepelného toku přispělo ke zlepšení výsledných teplot jednotlivých částí těla. Ukázalo se tedy, že poměr radiace a konvekce na povrchu CSP je klíčovým parametrem.

Vzhledem k tomu, že tepelné ztráty člověka závisí z velké části na teplotě okolního vzduchu, není možné obecně stanovit přesný poměr C:R. Nicméně v literatuře lze najít poměry C:R pro obdobné okrajové podmínky. Srebric et al. (2008) uvádí poměr 30:70. Ta ale ve své studii neužila model radiace, ale radiaci řešila okrajovou podmínkou na stěnách komory. Tento způsob modelování sdílení tepla bude diskutován v následující kapitole. Poměr 40:60 uvádí například Sideroff a Dang (2008) a Sorensen a Voigt (2003), kteří užili model radiace S2S. S modelem S2S dosáhla poměru 38:62 také Croitoru (2011). Z daných poznatků vyplývá, že poměr radiace a konvekce leží kolem poměru 35:65, přičemž maximální hranice lze stanovit na poměry 30:70 a 40:60.

Na základě výše uvedených výsledků se nejlépe osvědčil model radiace *Discrete Ordinates* s vyšším stupněm diskretizace v kombinaci s modelem turbulence *k-ε Realizable*. Základní počet diskretních úhlů 2x2 vedl k poměru C:R na 25:75, což mělo za následek podhodnocení povrchových teplot a tudíž také nižších rychlostí proudění vzduchu v profilech blízko CSP. Zvýšení diskretizace na 3x3 výrazně vylepšilo výsledky a ukázalo se jako dostačující. Další zvyšování počtu úhlů předpovídalo shodné výsledky, ale zvyšovalo výpočetní nároky a čas. Model radiace *Surface-2-Surface* dosáhl podobných výsledků, nicméně povrchové teploty mírně nadhodnotil. Navíc v kombinaci s SSTKW výrazně nadhodnotil rychlosti proudění vzduchu blízko CSP.

Deevy (2006) testoval s modelem radiace *Discrete Transfer Model* velikost koeficientu absorpce, který určuje, jak opticky tenké dané prostředí je. Při koeficientu absorpce 0 se předpokládá, že prostředí neabsorbuje žádnou radiační energii (s koeficientem absorpce 0 bylo také počítáno v této práci). Nicméně pokud bychom uvažovali určitou relativní vlhkost vzduchu, která by ve vnitřním prostředí měla být v rozmezí 30 % až 70 %, koeficient absorpce poroste. Deevy (2006) uvažoval relativní vlhkost 50 % s koeficientem absorpce 0,17 a dosáhl zlepšení výsledků (při modelování stejného benchmark testu). Experiment pro použitý benchmark test uvádí pouze teplotu vzduchu, tudíž není možné koeficient absorpce přesně definovat. Nicméně se jeho stanovením otevírá možnost pro další zlepšení výsledků. Taková studie by mohla být provedena s modelem radiace *Discrete Ordinates*, neboť *Surface-2-Surface* uvažuje diatermní prostředí (což tento model pro další používání znevýhodňuje). Stejně vhodný a také často používaný by mohl být *Discrete Transfer Model*, který ovšem neumožňuje paralelní výpočty (výpočet na více jádrech počítače), a tak by celková doba výpočtu násobně vzrostla.

7.3 Způsoby modelování sdílení tepla

V této kapitole jsou uvedeny výsledky způsobů sdílení tepla. První je pomocí okrajové podmínky konstantní povrchové teploty těla CSP a druhý způsob je definováním okrajové podmínky konstantního tepelného toku na povrchu CSP vycházející z celkového tepelného výkonu CSP. Poslední část je zaměřena na způsob řešení sdílení tepla, kdy je model radiace, resp. radiační část sdílení tepla mezi CSP a okolím nahrazena tepelným tokem na stěnách komory. Stejně jako v předchozí kapitole jsou výsledky rozděleny na teplotní pole, rychlostní pole a okolí CSP. Pomocí vertikálních a horizontálních profilů teplot vzduchu a rychlostí proudění vzduchu jsou výsledky výpočtů porovnány s výsledky experimentu profesora Kato (2005).

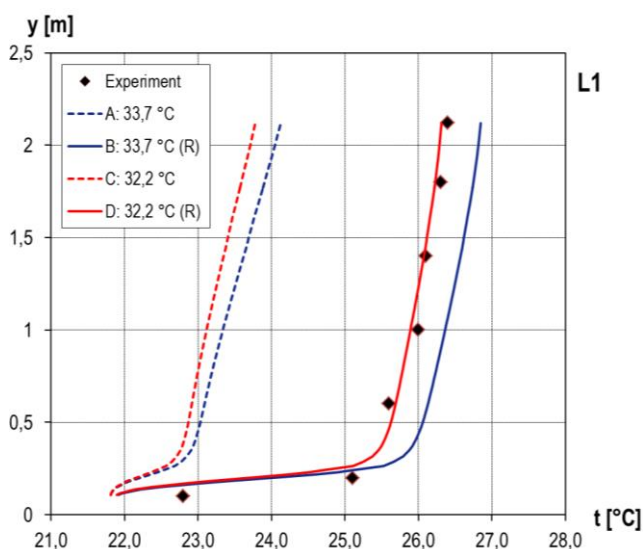
7.3.1 Výsledky pro okrajovou podmínku konstantní teploty na povrchu CSP

Pro okrajovou podmínku konstantní teploty byly zvoleny dvě teploty povrchu CSP, a to 33,7 °C (střední teplota těla podle ASHRAE (2013)) a 32,2 °C (střední povrchová teplota termálního manekýna při experimentu profesora Kato (2005)). Obě teploty byly počítány ve variantě s a bez radiace. Celkem se tedy jedná o čtyři případy: A: 33,7 °C; B: 33,7 °C (R); C: 32,2 °C; D: 32,2 °C (R). Všechny případy byly počítány s modelem turbulence *Realizable k-ε* a pro případy s modelem radiace byl použit model *Discrete Ordinates* (viz kap. 6).

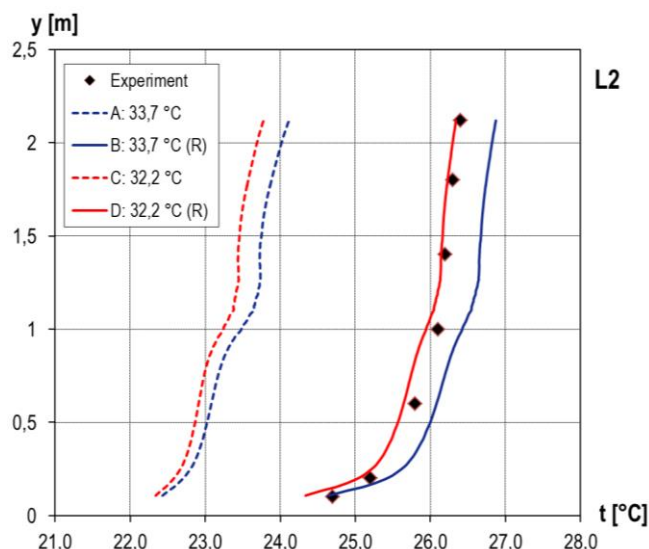
Teplotní pole

Obrázky 147 až 150 zobrazují teplotní profily v místech **L1**, **L2**, **L4** a **L5**. Jak je z grafů patrné, ve všech případech mají vypočtené teploty vzduchu podobný trend, který poměrně dobře kopíruje experimentální data. U podlahy je teplota vzduchu nejnižší a s výškou začíná stoupat. Nicméně výsledky ukazují, že vliv radiace je markantní. Výsledné teploty vzduchu u případů s konstantní teplotou bez radiace A (33,7 °C) a C (32,2 °C) jsou téměř o 3 °C nižší v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) ve všech čtyřech profilech. Naopak případ s teplotou povrchu CSP 33,7 °C a radiací (B) výsledné teploty vzduchu o 0,5 °C nadhodnotil.

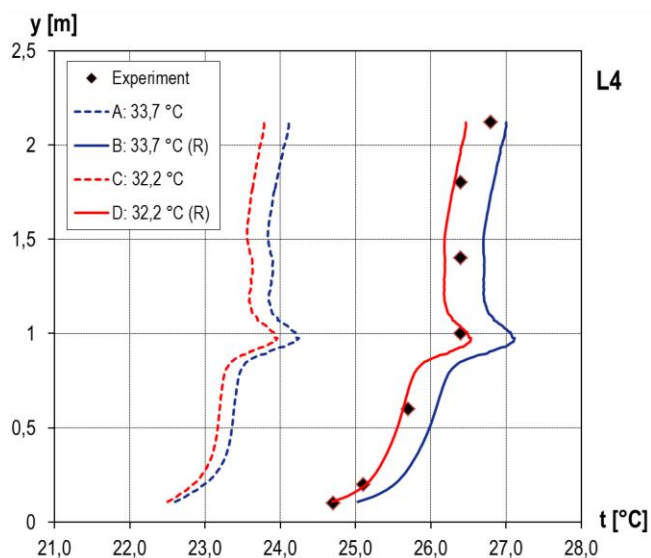
Nejllepší shoda s experimentem profesora Kato (2005) nastala u případě D, tj. s teplotou povrchu CSP 32,2 °C s radiací. Pro tento případ vyšly nejmenší střední kvadratické a absolutní odchylky (tabulka 42) ve všech sledovaných teplotních profilech. To je poměrně očekávatelné, neboť teplota 32,2 °C je výsledná povrchová měřená teplota termálního manekýna při experimentu.



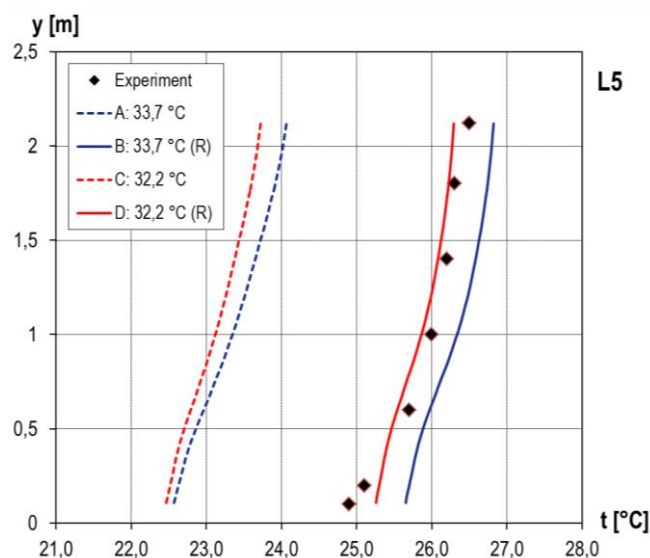
Obr. 147 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L1



Obr. 148 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L2



Obr. 149 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L4



Obr. 150 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L5

Tab. 42 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (případy s různou teplotou povrchu CSP)

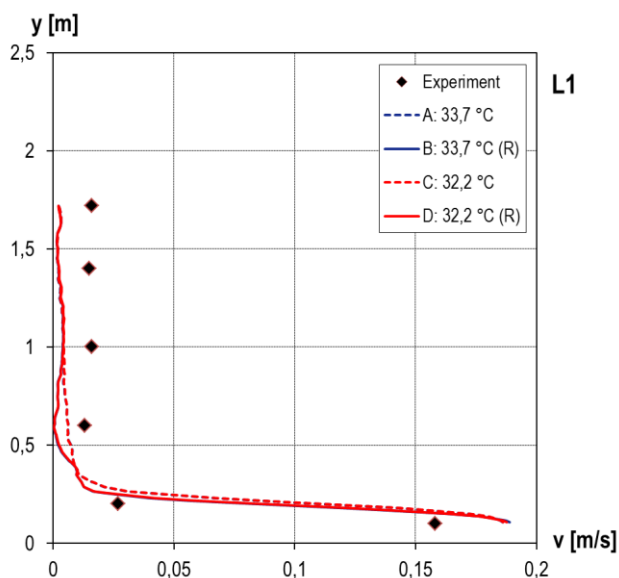
	RMS - t_a [°C]				MAE - t_a [°C]			
	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)
L1	2,38284	0,66535	2,58965	0,64480	2,31369	0,61199	2,51208	0,39055
L2	2,47525	0,35282	2,69808	0,19518	2,47079	0,33013	2,69332	0,15561
L4	2,35251	0,40372	2,59011	0,16207	2,34417	0,37902	2,57639	0,12842
L5	2,51212	0,47186	2,73433	0,19772	2,50853	0,44405	2,72981	0,17896

Rychlostní pole

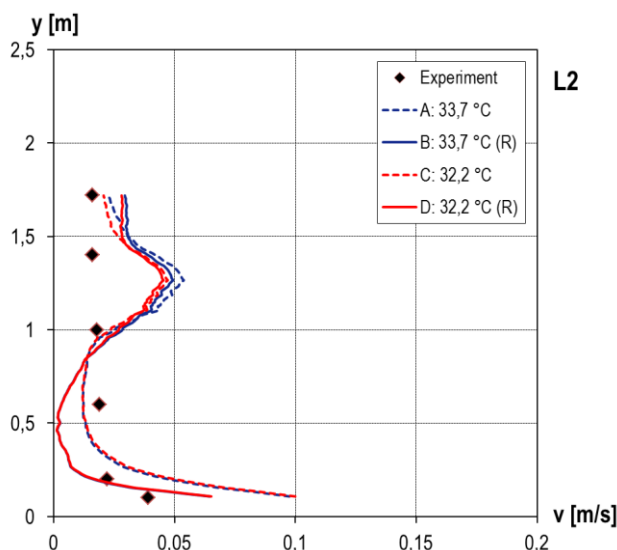
Vertikální rychlostní profily pro případy s konstantní teplotou na povrchu CSP jsou na obrázcích 151 až 154. Stejně jako v případě výsledných průběhů teplot vzduchu je i u rychlostí proudění vzduchu viditelný výrazný vliv radiace. V profilech **L1** (obr. 151) a **L5** (obr. 154) jsou rozdíly mezi případy s a bez radiace nejmenší a všechny čtyři řešené případy mají prakticky shodný charakter. U podlahy je rychlost proudění vzduchu nejvyšší a s rostoucí výškou rychlost klesá. Nicméně všechny vypočtené hodnoty od úrovně 0,5 m nad podlahou jsou výrazně nižší než hodnoty experimentu profesora Kato (2005).

V profilu **L2** (obr. 152) je rozdíl mezi případy s a bez radiace větší. V dolní polovině prostoru se případy bez radiace (A a C) téměř přiblížily průběhu měřených dat, zatímco případy s radiací (B a D) výsledné rychlosti proudění vzduchu podhodnotily. V úrovni 1 m se všechny čtyři řešené případy potkávají a také protínají naměřenou hodnotu. Poté začínají rychlosti narůstat až do výšky 1,3 m nad podlahou, odkud rychlosti začínají klesat.

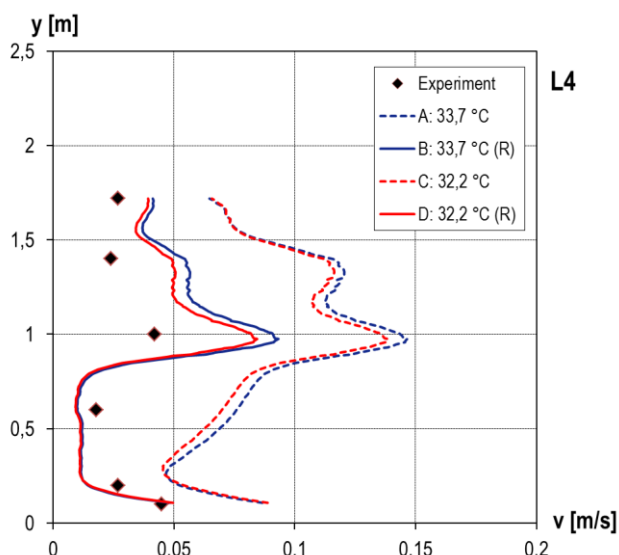
Největší rozdíl mezi případy s a bez radiace je patrný v profilu **L4** (obr. 153). Zde se výsledné rychlosti proudění vzduchu u případů s radiací (B a D) více přiblížily experimentálním datům profesora Kato (2005), ačkoliv v dolní polovině prostoru výsledné hodnoty mírně podhodnotily, zatímco v horní části naopak výsledky nadhodnotily. Případy bez radiace (A a C) mají obdobný charakter, ale celkově výsledné rychlosti výrazně nadhodnotily. Průběhy rychlostí proudění vzduchu v grafech odpovídají odchylkám RMS a MAE, které uvádí tabulka 43. Obě odchylky vyšly ve většině profilů nejnižší právě pro případy s radiací.



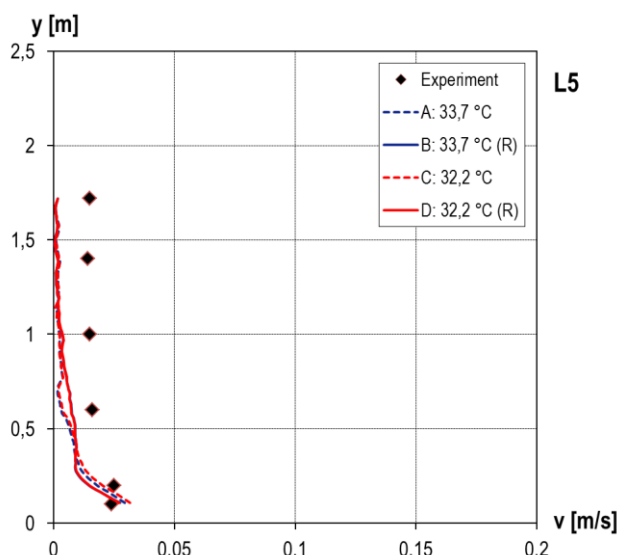
Obr. 151 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L1



Obr. 152 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L2



Obr. 153 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L4



Obr. 154 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L5

Tab. 43 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (případy s různou teplotou povrchu CSP)

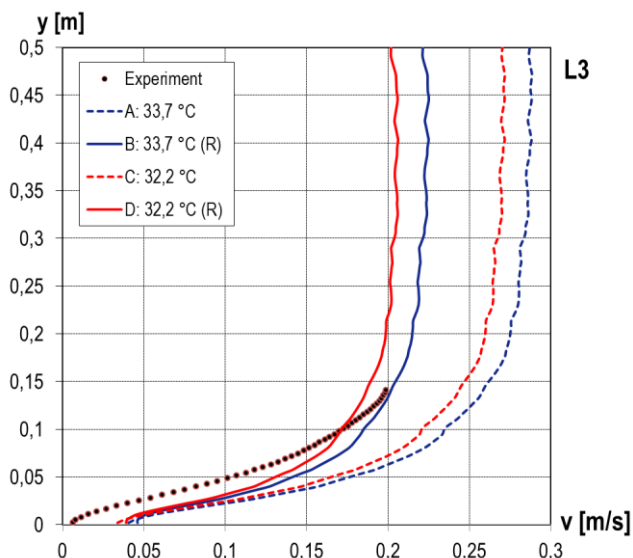
	RMS - v [m/s]				MAE - v [m/s]			
	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)
L1	0,03762	0,02900	0,03801	0,02970	0,02637	0,02352	0,02652	0,02375
L2	0,02997	0,01820	0,03033	0,01742	0,02245	0,01635	0,02173	0,01532
L4	0,06595	0,02517	0,06276	0,02111	0,05985	0,02040	0,05776	0,01785
L5	0,01102	0,01056	0,01097	0,01051	0,01064	0,01015	0,01056	0,01007

CSP a jeho okolí

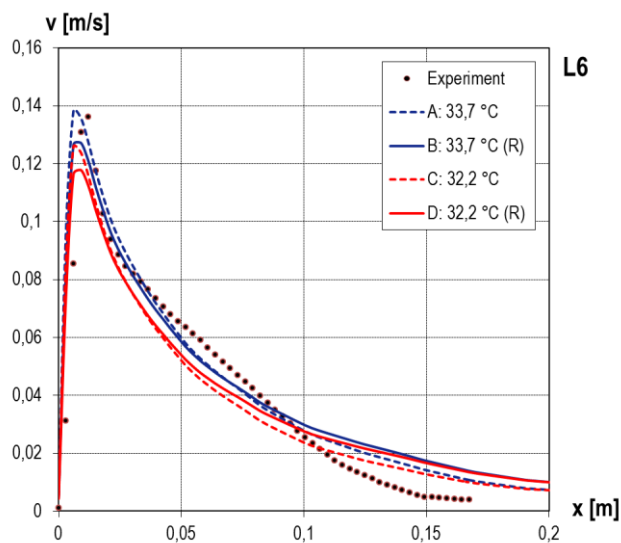
Rozdíly mezi modely s a bez radiací jsou viditelné také v rychlostních profilech blízko CSP, nejvíce ve vertikálním profilu nad hlavou CSP L3 (obr. 155). Všechny případy mají shodný průběh přibližně do výšky 3 cm nad hlavou CSP. Poté dochází k výraznému nadhodnocení rychlostí proudění vzduchu u případů bez radiace. Příklad D (32,2 °C s radiací) dosáhl stejné maximální rychlosti, jako byla změřená při experimentu profesora Kato (2005), ale ve výšce cca 0,3 m

nad hlavou CSP (v experimentu byla maximální rychlost proudění vzduchu 0,15 m nad hlavou CSP). Tento případ také dosáhl nejmenších odchylek (tabulka 44), a to $RMS = 0,02 \text{ } ^\circ\text{C}$ a $MAE = 0,018 \text{ } ^\circ\text{C}$.

V horizontálním rychlostním profilu před ústí CSP (**L6**, obr. 156) jsou rozdíly mezi případy s a bez radiace menší. Profil rychlostí pro případ A (s konstantní teplotou $33,7 \text{ } ^\circ\text{C}$ bez radiace) má prakticky totožný průběh jako profil měřených dat profesora Kato (2005) a také dosáhl stejné maximální rychlosti ($0,14 \text{ m/s}$). Naopak případy s radiací (B, D) v tomto sledovaném místě rychlost proudění vzduchu podhodnotily. Nejmenší střední kvadratické odchylky dosáhl případ D a B (cca $0,011 \text{ m/s}$), ale zároveň pro případ D vyšla největší střední absolutní odchylka ($0,00945 \text{ m/s}$). Nejnižší MAE dosáhl případ A ($0,00729 \text{ m/s}$).



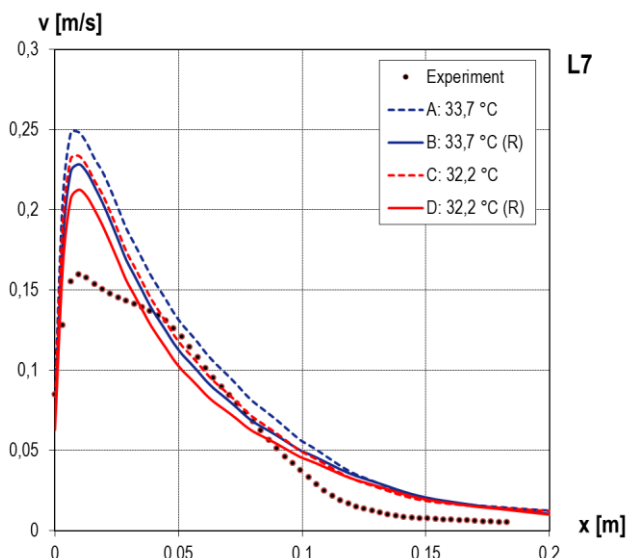
Obr. 155 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L3



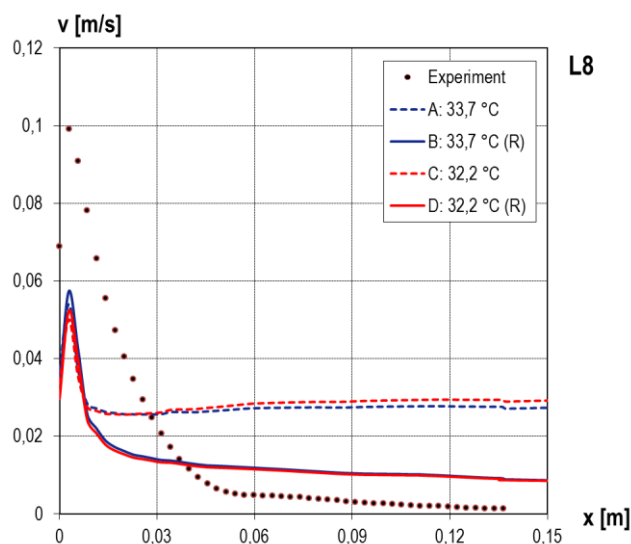
Obr. 156 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L6

V úrovni pelvisu CSP (**L7**, obr. 157) všechny čtyři případy výrazně nadhodnotily maximální rychlost proudění vzduchu. Zatímco podle PIV měření profesora Kato (2005) je maximální rychlost $0,159 \text{ m/s}$, nejnižší vypočtená hodnota je $0,212 \text{ m/s}$ pro případ D (teplota povrchu CSP $32,2 \text{ } ^\circ\text{C}$ s radiací), což je téměř o $0,05 \text{ m/s}$ více. Nejvyšší maximální rychlost proudění vzduchu nastala u případu A (teplota povrchu CSP $33,7 \text{ } ^\circ\text{C}$ bez radiace), a to $0,25 \text{ m/s}$. V tomto profilu dosáhl nejmenších odchylek od experimentu případ D ($RMS = 0,019 \text{ m/s}$; $MAE = 0,015 \text{ m/s}$).

V oblasti nohou (**L8**, obr. 158) naopak všechny čtyři případy maximální rychlost proudění vzduchu podhodnotily. Rozdíly v maximální dosažené hodnotě mezi jednotlivými případy jsou minimální, výrazné jsou ovšem rozdíly v rychlostech proudění vzduchu dále od těla. Zatímco u případů s radiací (B, D) po dosažení maximální hodnoty rychlost klesá pod hodnotu $0,01 \text{ m/s}$, u obou případů bez radiace (A, C) rychlost proudění vzduchu od 3 cm od těla CSP zůstává konstantní na hodnotě přibližně $0,028 \text{ m/s}$. Tyto případy také dosáhly nejvyšších středních kvadratických a absolutních odchylek.



Obr. 157 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L7



Obr. 158 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L8

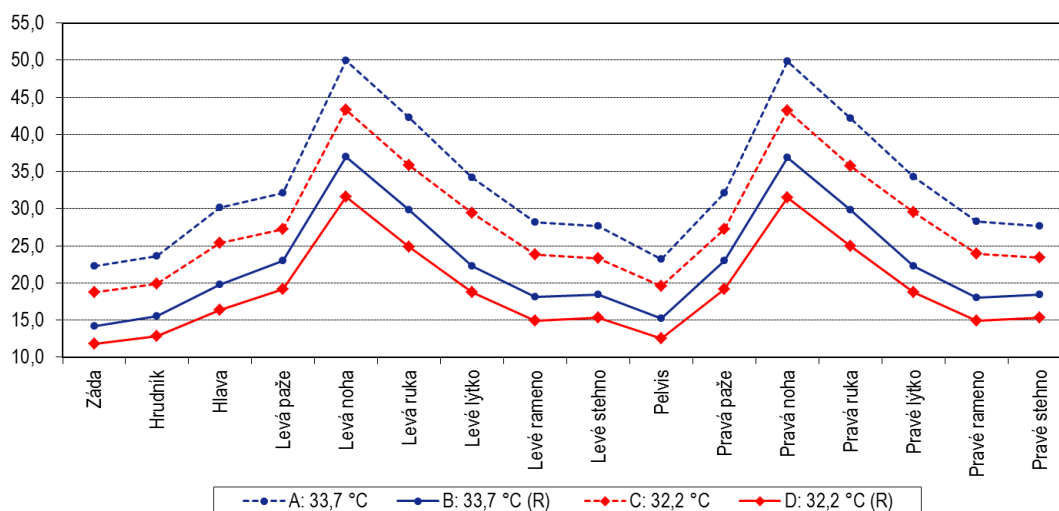
Tab. 44 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (případy s různou teplotou povrchu CSP)

	RMS - v [m/s]				MAE - v [m/s]			
	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)	A: 33,7 °C	B: 33,7 °C (R)	C: 32,2 °C	D: 32,2 °C (R)
L3	0,06356	0,02904	0,05173	0,02213	0,06276	0,02506	0,05093	0,01856
L6	0,01276	0,01174	0,01239	0,01158	0,00729	0,00810	0,00898	0,00945
L7	0,03311	0,02445	0,02601	0,01988	0,02404	0,01764	0,01733	0,01594
L8	0,02508	0,01775	0,02672	0,01854	0,02293	0,01258	0,02475	0,01279

Tepelný tok na povrchu CSP

Na obrázku 159 je uveden tepelný tok konvekci pro jednotlivé části těla a v tabulce 45 uvedeny hodnoty pro tepelný tok radiací, konvekci a celkový tepelný tok. Teoreticky by tepelný tok konvekci měl vycházet stejně (podobně) pro případy se stejnou teplotou povrchu CSP s i bez radiace. Tomu tak ovšem není, jak vyplývá z tabulky i z obrázku, a vysvětlení lze nalézt v pohledu na průběhy teplot v místech L1, L2, L4 a L5. V celém prostoru je teplota vzduchu výrazně nižší v případech bez radiace oproti variantě s radiací, tudíž je vyšší teplotní rozdíl mezi povrchem těla CSP a okolním vzduchem. Tento vyšší teplotní gradient vede k vyššímu konvektivnímu proudění, a tudíž i k vyššímu tepelnému povrchovému toku. V případech bez radiace má logicky tepelný tok radiací nulovou hodnotu.

S experimentem profesora Kato (2005) resp. požadavky benchmark testu lze výsledky porovnat přepočtením celkového tepelného toku na celkový tepelný výkon CSP. Ten by měl mít velikost 38 W pro případy bez radiace a 76 W pro případy s modelem radiace. Celkový vypočtený tepelný výkon CSP je pro případ A (33,7 °C bez radiace) 41,33 W, pro případ B (33,7 °C s radiací) 83,8 W, pro případ C (32,2 °C bez radiace) 37,3 W a konečně pro případ D (32,2 °C s radiací) 74 W. Pokud tyto hodnoty porovnáme, nejbližší se požadované hodnotě přiblížil případ C, tj. s povrchovou teplotou 32,2 °C bez radiace. Případ se stejnou povrchovou teplotou, ale s radiací (D) celkový tepelný výkon CSP podhodnotil přibližně o 2,5 %. Případy s povrchovou teplotou těla 33,7 °C výsledný tepelný výkon nadhodnotily v obou případech – bez radiace (A) o 9 % a s radiací (B) o 10 %.



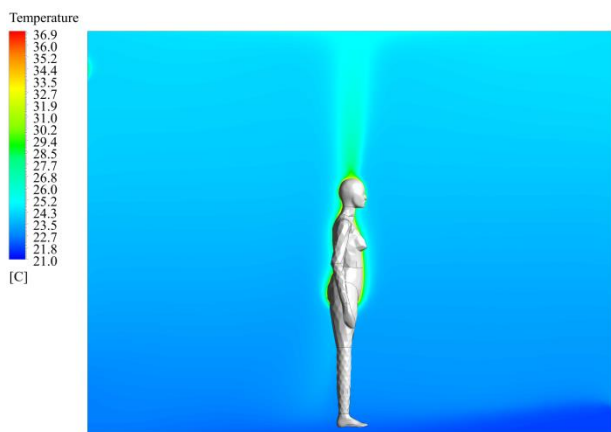
Obr. 159 Tepelný tok konvekcí na povrchu CSP pro různé povrchové teploty

Tab. 45 Tepelný tok radiací, konvekcí a celkový na povrchu CSP pro různé povrchové teploty

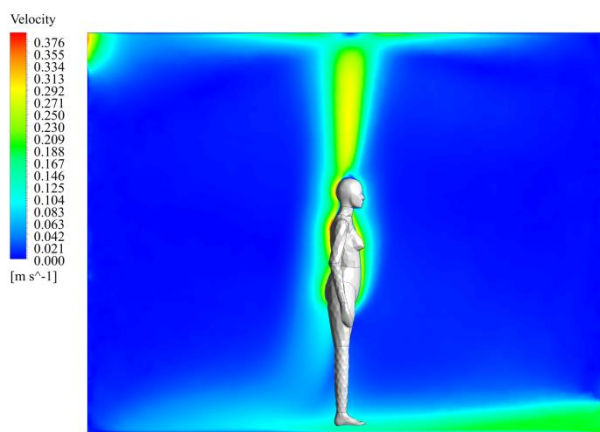
Část těla	Tepelný tok radiací [W/m ²]		Tepelný tok konvekcí [W/m ²]				Celkový tepelný tok [W/m ²]			
	B	D	A	B	C	D	A	B	C	D
	33,7 °C (R)	32,2 °C (R)	33,7 °C	33,7 °C (R)	32,2 °C	32,2 °C (R)	33,7 °C	33,7 °C (R)	32,2 °C	32,2 °C (R)
Záda	36,72	32,83	22,31	14,23	18,75	11,75	22,31	50,95	18,75	44,58
Hrudník	37,51	33,57	23,62	15,56	19,90	12,79	23,62	53,07	19,90	46,37
Hlava	40,07	35,97	30,10	19,83	25,38	16,38	30,10	59,90	25,38	52,35
Levá paže	35,03	31,25	32,08	22,96	27,25	19,19	32,08	57,99	27,25	50,44
Levá noha	38,57	34,60	49,99	36,99	43,32	31,59	49,99	75,56	43,32	66,19
Levá ruka	33,41	29,75	42,23	29,85	35,85	24,90	42,23	63,26	35,85	54,65
Levé lýtko	39,93	35,86	34,22	22,24	29,43	18,71	34,22	62,17	29,43	54,57
Levé rameno	35,58	31,79	28,17	18,09	23,86	14,93	28,17	53,67	23,86	46,72
Levé stehno	36,32	32,53	27,61	18,44	23,34	15,28	27,61	54,76	23,34	47,81
Pélvis	37,75	33,81	23,24	15,24	19,53	12,55	23,24	52,99	19,53	46,36
Pravá paže	35,25	31,48	32,11	22,97	27,28	19,19	32,11	58,22	27,28	50,67
Pravá noha	38,57	34,62	49,79	36,84	43,16	31,46	49,79	75,42	43,16	66,08
Pravá ruka	33,39	29,74	42,13	29,88	35,76	24,93	42,13	63,28	35,76	54,67
Pravé lýtko	39,93	35,85	34,28	22,28	29,48	18,74	34,28	62,21	29,48	54,59
Pravé rameno	35,60	31,81	28,29	18,07	23,94	14,90	28,29	53,67	23,94	46,71
Pravé stehno	36,35	32,57	27,64	18,47	23,36	15,30	27,64	54,82	23,36	47,87
Celkem	37,34	33,45	27,94	19,89	25,20	16,56	27,94	57,23	25,20	50,01
Celkový tepelný výkon [W]							41,33	84,65	37,27	73,96

Shrnutí výsledků

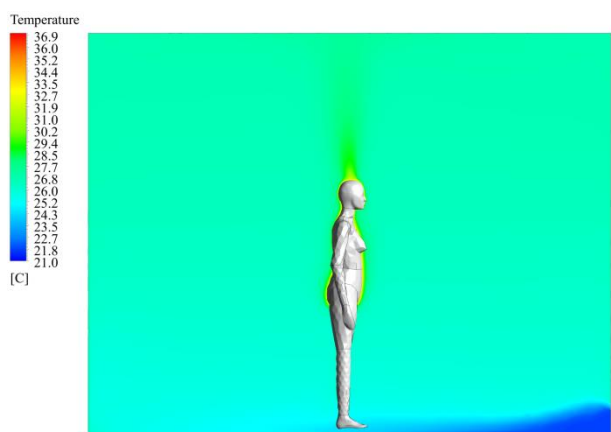
Teplotní vertikální profily mají ve všech řešených případech tvarově totožný průběh, který odpovídá průběhu měřených dat profesora Kato (2005), nicméně každý případ dosáhl jiných teplot vzduchu. Oba případy bez radiace predikovaly o 3 °C nižší teploty vzduchu v celém prostoru v porovnání s experimentem profesora Kata (2005). Příklad s konstantní teplotou 33,7 °C a radiací naopak hodnoty experimentu převýšil přibližně o 0,5 °C. Nejlépe teploty vzduchu vypočítal model s konstantní teplotou povrchu 32,2 °C a radiací. Rozdíly teplot vzduchu mezi jednotlivými případy jsou dobře viditelné také na podélných řezech teplotních polí (obr. 160, 162, 164, 166). Stejně tak jsou rozdíly mezi jednotlivými případy patrné na podélných řezech rychlostí proudění vzduchu na obrázcích 161, 163, 165 a 167. Případy bez radiace (A a C) s celkově nižší teplotou vzduchu dosahují vyšších rychlostí proudění vzduchu kolem CSP, kolem něhož se tudíž formuje tlustší mezní konvektivní vrstva v porovnání s případem bez radiace (B a D).



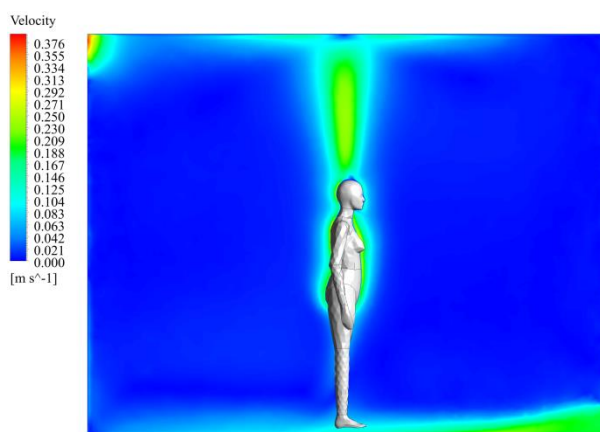
Obr. 160 Teplotní pole – případ A: 33,7 °C



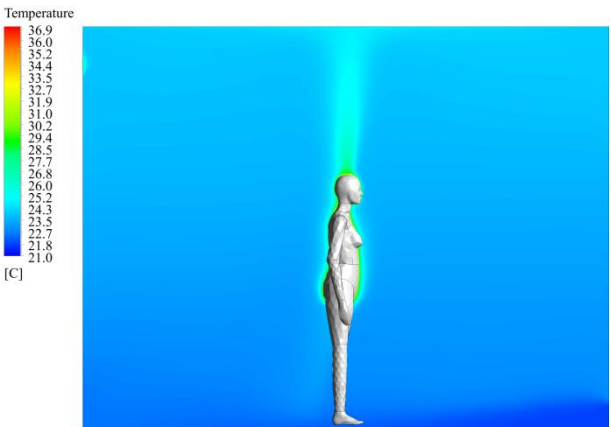
Obr. 161 Rychlostní pole – případ A: 33,7 °C



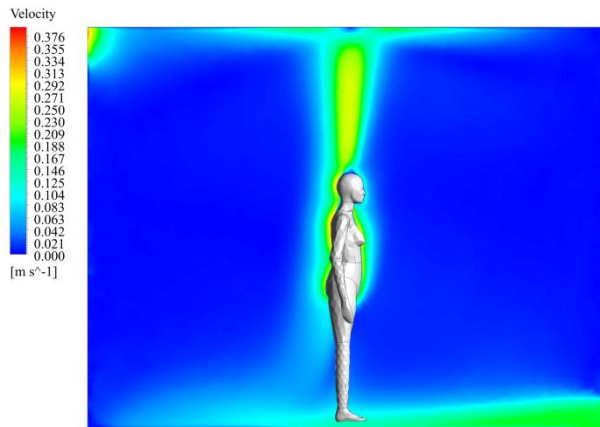
Obr. 162 Teplotní pole – případ B: 33,7 °C (R)



Obr. 163 Rychlostní pole – případ B: 33,7 °C (R)



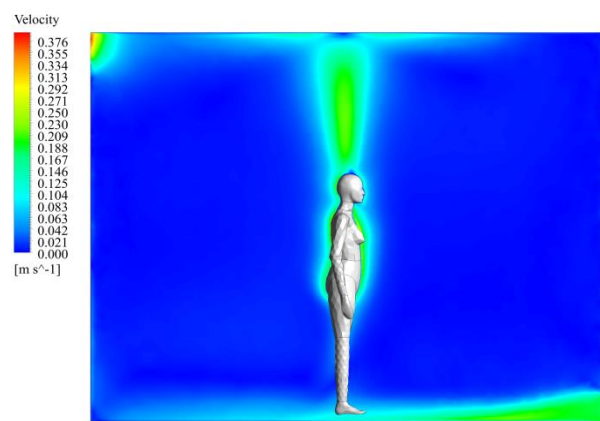
Obr. 164 Teplotní pole – případ C: 32,2 °C



Obr. 165 Rychlostní pole – případ C: 32,2 °C



Obr. 166 Teplotní pole – případ D: 32,2 °C (R)



Obr. 167 Rychlostní pole – případ D: 32,2 °C (R)

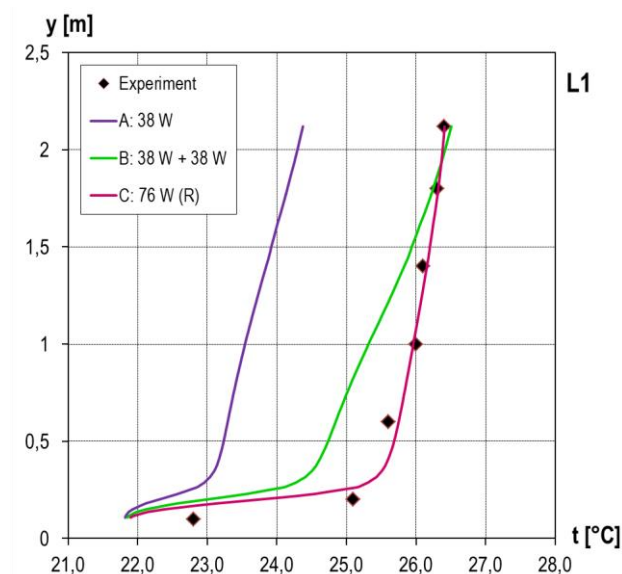
Rychlostní profily dále od CSP (L1, L5) mají ve všech případech stejný průběh, rozdíly jsou viditelné ve vertikálních profilech před (L2) a za (L4) CSP. V těchto místech modely bez radiace výsledné rychlosti proudění vzduchu výrazně nadhodnotily. K nadhodnocení rychlostí proudění vzduchu u modelů bez radiace došlo také ve vertikálním profilu nad hlavou CSP, i všech horizontálních profilech blízko CSP. Při posouzení celkového tepelného výkonu CSP přepočtením celkového tepelného toku na povrchu CSP se nejvíce experimentu (resp. požadavku benchmark testu) přiblížil případ s konstantní povrchovou teplotou 32,2 °C s i bez radiace, ačkoliv varianta s radiací mírně výsledný výkon podhodnotila. Oba případy s povrchovou teplotou 33,7 °C tepelný výkon nadhodnotily.

7.3.2 Výsledky pro okrajovou podmínku konstantního tepelného toku na povrchu CSP

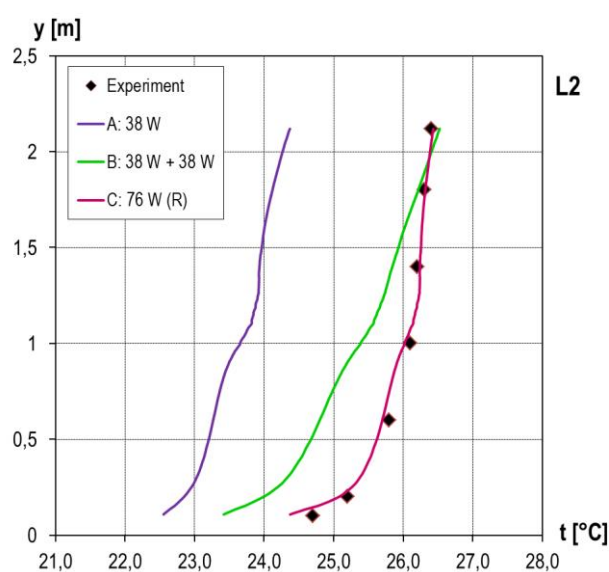
Okrajová podmínka s konstantním tepelným tokem na povrchu CSP byla řešena ve třech variantách. Velikost tepelného toku vychází z celkového tepelného výkonu CSP, který byl pro případ bez radiace A: 38 W, B: 38 W + 38 W na stěnách komory a C: 76 W (případ s modelem radiace). Všechny tři případy byly řešeny s modelem turbulence *Realizable k-ε*, případ C navíc s modelem radiace *Discrete Ordinates* (viz kap. 6).

Teplotní pole

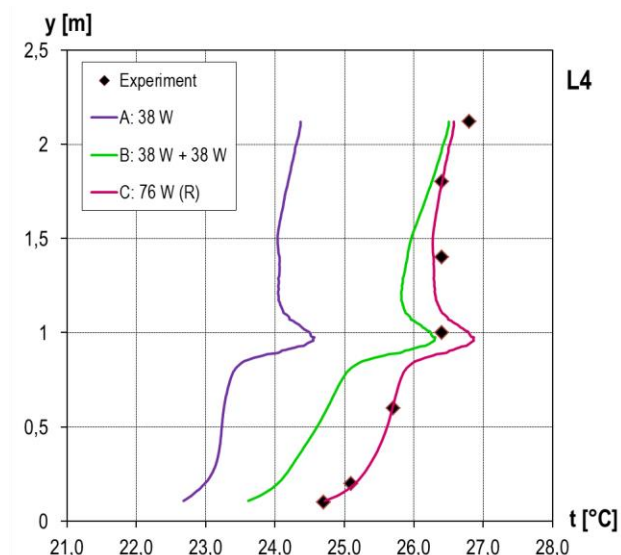
Na obrázcích 168 až 171 jsou zobrazené vertikální profily teplot vzduchu v místech **L1**, **L2**, **L4** a **L5**. Ve všech čtyřech profilech je patrný velký rozdíl mezi jednotlivými případy. V případě A (tepelný výkon 38 W, bez radiace) je teplota vzduchu nižší více než o 2 °C v celém prostoru oproti experimentu profesora Kato (2005). Ke zlepšení výsledných teplot vzduchu došlo v případě B, kdy je radiční složka výkonu CSP nahrazena tepelným tokem na plochách komory. Teplota vzduchu v místnosti stoupla a v horních částech profilů se téměř přiblížila hodnotám experimentu. Případ B má také největší výškový teplotní gradient. Významný vliv radiace potvrdil případ C (tepelný výkon 76 W, s radiací), který velmi dobře koresponduje s experimentem profesora Kato (2005). Průběhům teplotních profilů také odpovídají odchylky RMS a MAE uvedené v tabulce 46, které pro případ A vyšly nejvyšší (přes 2 °C) a pro případ C nejmenší (kromě profilu L1 nepřesáhly hodnotu 0,2 °C).



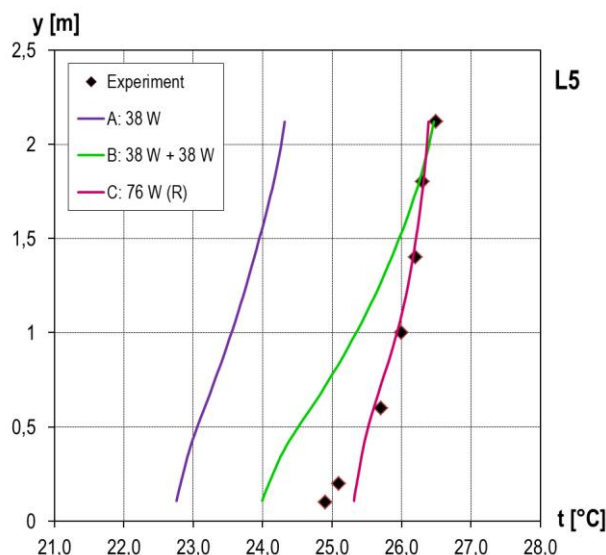
Obr. 168 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L1



Obr. 169 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L2



Obr. 170 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L4



Obr. 171 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L5

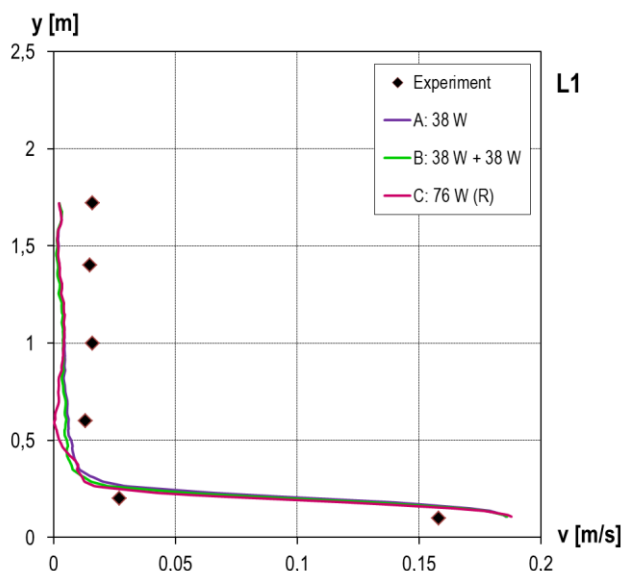
Tab. 46 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku)

	RMS - t_a [°C]			MAE - t_a [°C]		
	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)
L1	2,20327	1,00184	0,63119	2,14026	0,99013	0,36966
L2	2,28820	0,89178	0,16127	2,28256	0,83944	0,11095
L4	2,22052	0,94039	0,17686	2,21256	0,92517	0,11907
L5	2,29876	1,03054	0,19441	2,29433	1,02383	0,14239

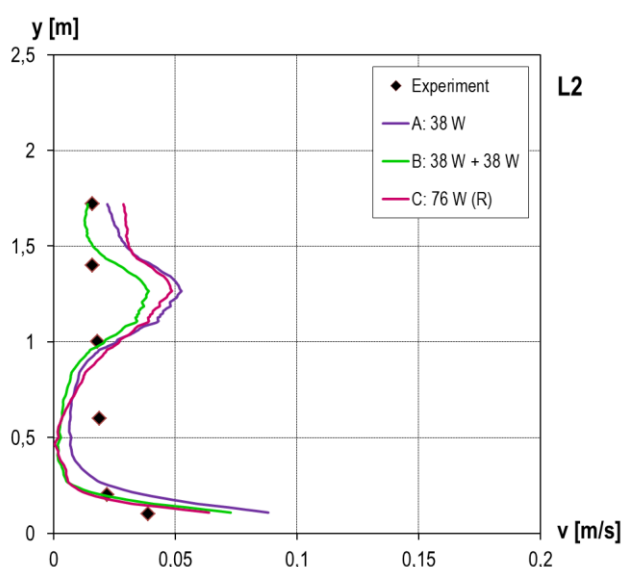
Rychlostní pole

Výsledky rychlostí proudění vzduchu naznačují, že velikost tepelného toku na povrchu CSP má minimální vliv v místech dále od CSP – v místech **L1** (obr. 172) a **L5** (obr. 175). V obou profilech mají rychlosti stejný trend a nabývají také prakticky totožných hodnot. Větší rozdíly jsou patrné v okolí CSP. V místě před CSP (**L2**, obr. 173) mají případy B (38 W + 38 W) a C (76 W s radiací) stejný průběh. Do úrovně 1 m rychlost proudění vzduchu klesá pod hodnoty experimentu profesora Kato (2005) a od výšky 1 m je naopak vypočtená rychlost vzduchu oproti měřeným datům vyšší. Příklad A (38 W, bez radiace) má u podlahy vyšší rychlost proudění vzduchu. Rychlost s rostoucí výškou začíná klesat, ale ne tak výrazně jako u prvních dvou případů. V úrovni 1 m se všechny tři případy protínají a po zbytek profilu mají stejný průběh.

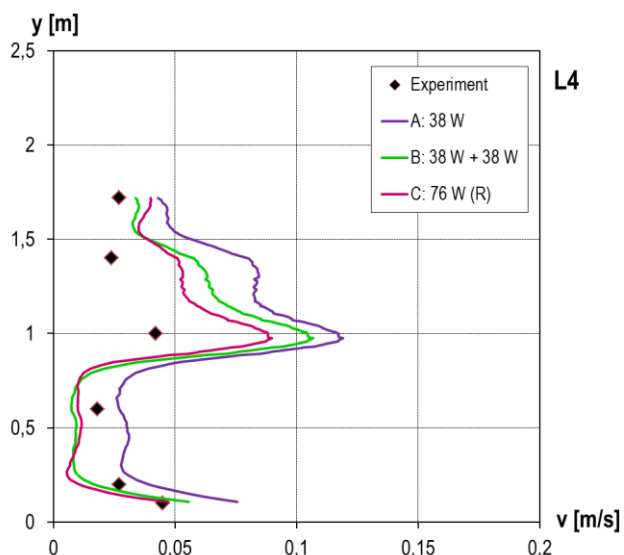
Přímo za CSP (**L4**, obr. 174) je rozdíl mezi jednotlivými případy největší. Případy B (38 W + 38 W) a C (76 W s radiací) mají v dolní polovině profilu podobný průběh, zatímco případ A (38 W, bez radiace) nabývá vyšších hodnot. V úrovni 1 m všechny tři případy rychlost proudění vzduchu nadhodnotily. Nejvíce se v L4 experimentu profesora Kato (2005) přiblížil případ s tepelným výkonem 76 W a radiací, zatímco případy bez radiace rychlost proudění vzduchu výrazně nadhodnotily po celé výšce profilu. Střední kvadratické a absolutní odchylky (tabulka 47) vyšly opět nejvyšší pro případ A (38 W, bez radiace), v případech B (38 W + 38 W) a C (76 W s radiací) obě odchylky nabývají podobných hodnot.



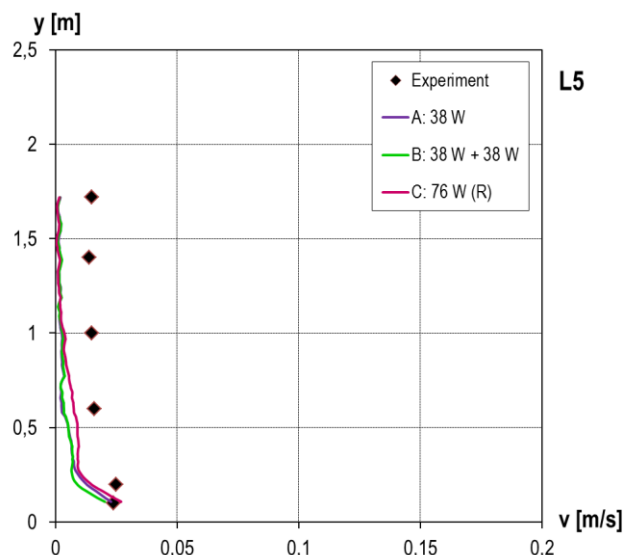
Obr. 172 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L1



Obr. 173 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L2



Obr. 174 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L4



Obr. 175 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L5

Tab. 47 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku)

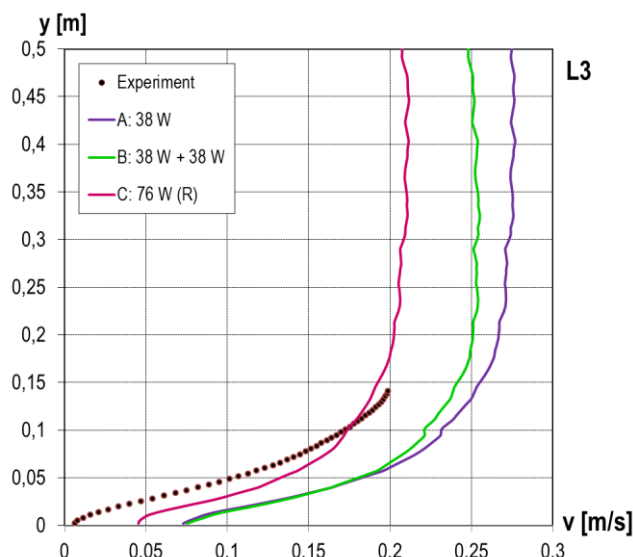
	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)
L1	0,03675	0,02808	0,02958	0,02594	0,02301	0,02369
L2	0,02562	0,01649	0,01784	0,01992	0,01489	0,01600
L4	0,04158	0,02128	0,02374	0,03370	0,01769	0,01951
L5	0,01152	0,01079	0,01047	0,01056	0,01032	0,01000

CSP a jeho okolí

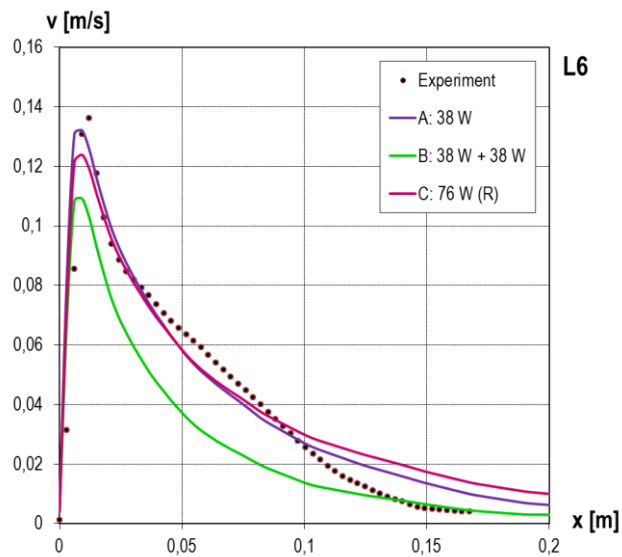
Nad hlavou CSP (L3, obr. 176) a před jeho ústy (L6, obr. 177) je vliv radiace opět viditelný. Případy bez radiace (A, B) nabývají vyšších rychlostí v obou profilech oproti případu C, který zahrnuje model radiace. Oba tyto případy mají podobný průběh jako PIV data z experimentu profesora Kato (2005), ale po celé výšce je převyšují o více než 0,04 m/s. Maximální rychlost u profilu případu B (38 W + 38 W) nastala ve výšce 0,25 m nad hlavou CSP a její hodnota byla

0,26 m/s. U případu A (38 W, bez radiace) byla maximální rychlost proudění vzduchu dosažena ve stejné výšce, ale její hodnota byla vyšší, a to 0,28 m/s. V případě s radiací (C) jsou rychlosti proudění vzduchu v porovnání s případy bez radiace nižší, ale jejich průběh se více přibližuje experimentu, čemuž odpovídají také střední kvadratické a absolutní odchylky v tabulce 48, které pro tento případ vyšly nejmenší. Maximální rychlost proudění vzduchu u případu C (76 W, s radiací) byla dosažena ve výšce 0,22 m nad hlavou CSP s hodnotou 0,17 m/s, tj. cca o 0,03 m/s nižší než byla hodnota naměřená.

Stejně rozdíly, kdy případy bez radiace nabývají vyšší maximální rychlosti v porovnání s případem s radiací, nastaly před ústy manekýna (L6, obr. 177). Všechny tři případy dosahují maximální rychlosti proudění vzduchu ve stejné vzdálenosti 0,009 m před ústy CSP. Nejnížší hodnotu maximální rychlosti zaznamenal případ s radiací C, a to 0,11 m/s. Nejvyšší rychlost proudění vzduchu dosáhl případ bez radiace A (0,132 m/s), což je téměř ve shodě s experimentem profesora Kato (0,136 m/s). Největší RMS a MAE dosáhl případ B, zatímco případy A a C nabývají podobných hodnot (tabulka 48).



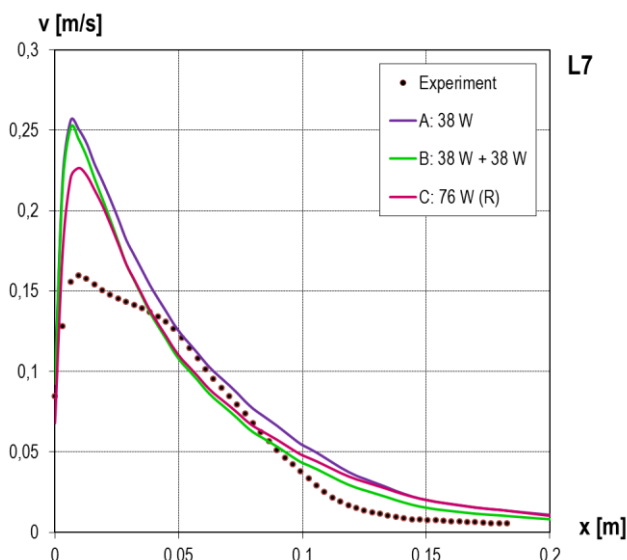
Obr. 176 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L3



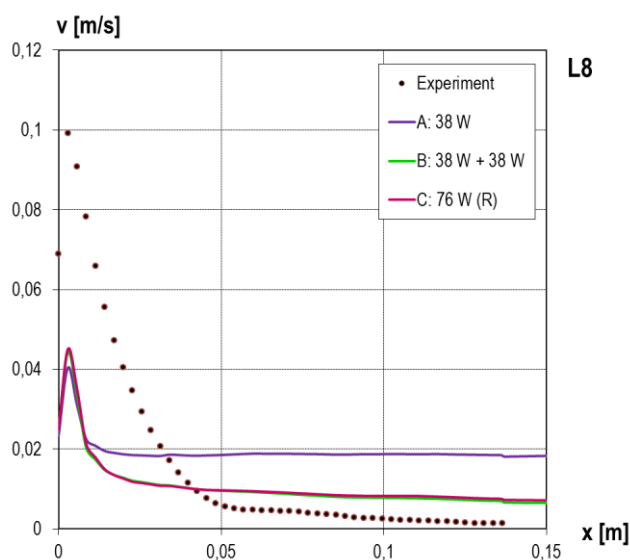
Obr. 177 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L6

Na obrázku 178 jsou zobrazeny profily rychlostí proudění vzduchu v úrovni pelvisu (L7). V tomto místě všechny tři řešené případy výrazně překročily maximální naměřenou rychlost 0,159 m/s. Oba případy bez radiace (A: 38 W; B: 38 W + 38 W) mají téměř shodný průběh a také dosáhly stejné maximální rychlosti proudění vzduchu, a to přibližně 0,25 m/s. Tyto dva modely mají také shodné odchylky RMS a MAE uvedené v tabulce 48. Příklad s radiací C (76 W) dosáhl oproti prvním dvěma případům menší maximální rychlosti, a to 0,2 m/s, ale i tak přesáhl naměřenou rychlost profesora Kato (2005) o 0,04 m/s.

V úrovni nohou (L8, obr. 179) se naopak žádný z řešených případů maximální naměřené rychlosti proudění vzduchu nepřiblížil. Případy B a C dosáhly stejné maximální rychlosti 0,043 m/s, případ A hodnoty 0,038 m/s. U případu A navíc zůstává rychlost proudění vzduchu od vzdálenosti 0,15 m konstantní na hodnotě 0,02 m/s, zatímco rychlosti proudění vzduchu z experimentu profesora Kato (2005) klesají až k nulové hodnotě.



Obr. 178 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L7



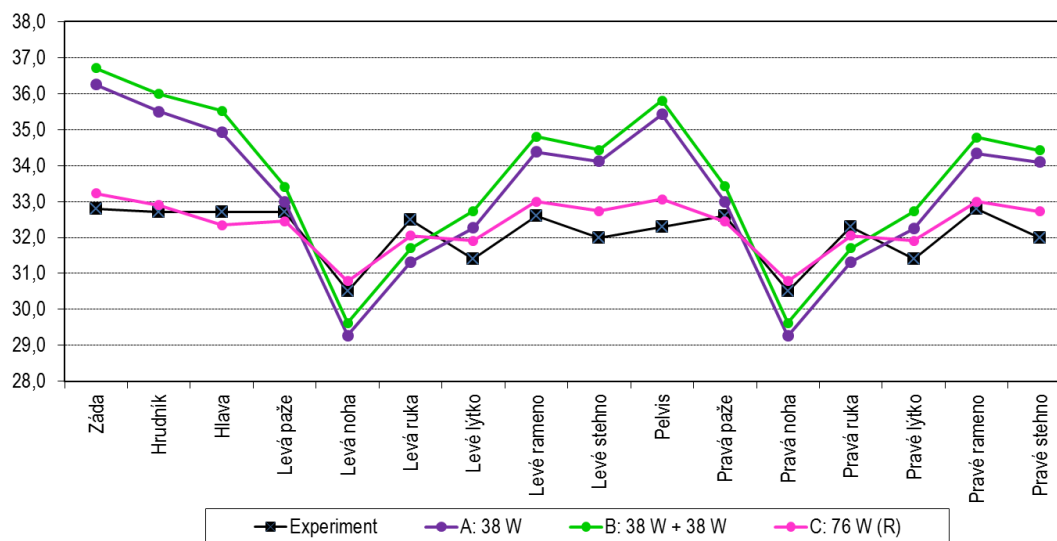
Obr. 179 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L8

Tab. 48 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku)

	RMS - v [m/s]			MAE - v [m/s]		
	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)
L3	0,06845	0,06425	0,02411	0,06774	0,06240	0,01967
L6	0,01091	0,01834	0,01093	0,00689	0,01476	0,00797
L7	0,03276	0,02826	0,02357	0,02230	0,01723	0,01720
L8	0,02256	0,01990	0,01977	0,01833	0,01214	0,01234

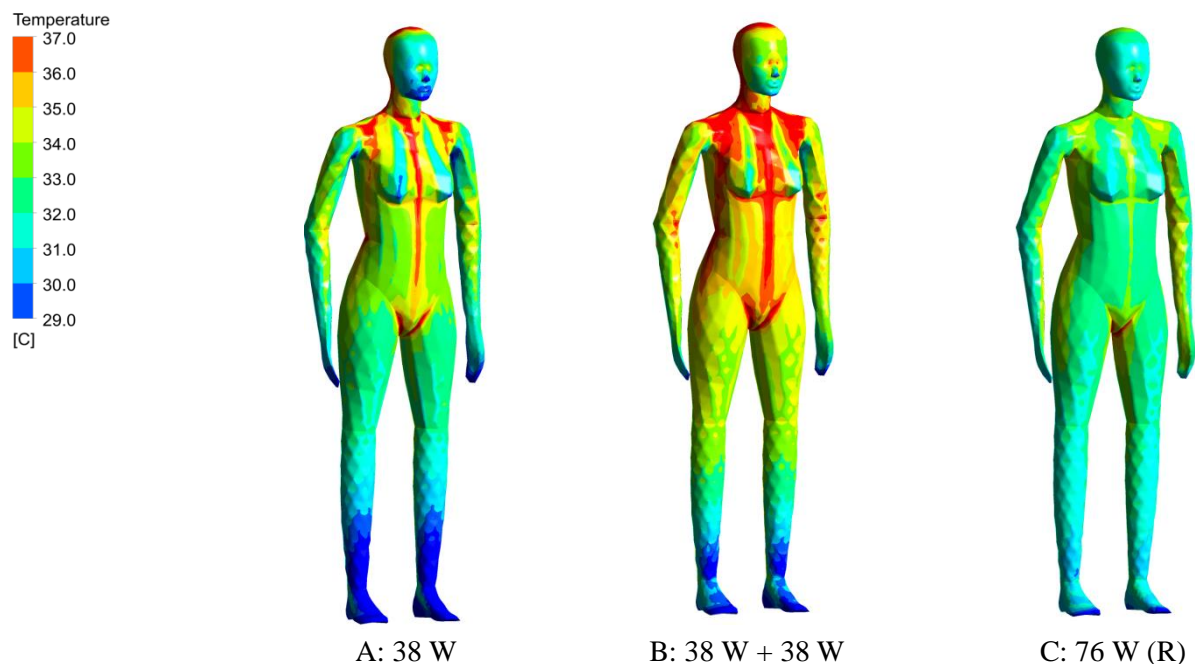
Povrchová teplota CSP

Obrázky 180 a 181 uvádí vážené průměry povrchových teplot jednotlivých částí těla CSP a měřených hodnot z experimentu profesora Kata (2005). Vypočtené teploty jsou také číselně vyjádřeny v tabulce 49, ve které je dále uveden rozdíl mezi vypočítanými a měřenými teplotami všech částí těla.



Obr. 180 Povrchová teplota CSP při okrajové podmínce fixního tepelného toku

Při posouzení průměrné střední teploty povrchu celého CSP se nejbližší k experimentu profesora Kato (2005) přiblížil případ s radiací C s celkovým výkonem CSP 76 W. Oba případy bez radiace (A: 38 W; B: 38 W + 38 W) dosáhly podobných povrchových teplot CSP, ale celkově jsou u nich patrné velké rozdíly mezi jednotlivými tělesnými segmenty. Největší teplotní rozdíl mezi nejchladnější (nohy) a nejteplejší (záda) částí těla je u těchto případů více než 6 °C. Velké rozdíly jsou také mezi oběma případy A i B a experimentem profesora Kato (2005), kdy nejvíce nadhodnocena jsou záda, a to o téměř o 4 °C. Naopak nohy CSP případy A i B podhodnotily. Oba případy bez radiace (A: 38 W; B: 38 W + 38 W) tudíž dosáhly největší směrodatné i absolutní odchylky, které uvádí tabulka 50.



Obř. 181 Rozložení povrchové teploty CSP při okrajové podmínce konstantního tepelného toku

Tab. 49 Povrchová teplota CSP při okrajové podmínce konstantního tepelného toku

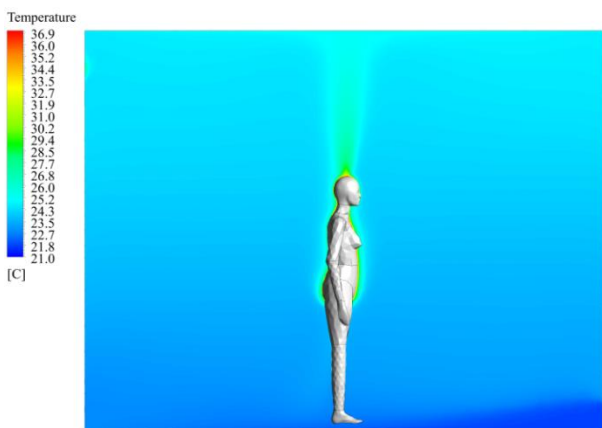
Část těla	Teplota povrchu těla [°C]				Rozdíly (CFD-Experiment) [°C]		
	Experiment	A: 38 W	B: 38 W + 38 W	C: 76 W (R)	A: 38 W	B: 38 W + 38 W	C: 76 W (R)
Záda	32,8	36,25	36,70	33,22	3,45	3,90	0,42
Hrudník	32,7	35,50	35,98	32,90	2,80	3,28	0,20
Hlava	32,70	34,92	35,52	32,34	2,22	2,82	-0,36
Levá paže	32,70	32,98	33,41	32,46	0,28	0,71	-0,24
Levá noha	30,50	29,28	29,63	30,79	-1,22	-0,87	0,29
Levá ruka	32,50	31,32	31,70	32,05	-1,18	-0,80	-0,45
Levé lýtko	31,40	32,27	32,74	31,91	0,87	1,34	0,51
Levé rameno	32,60	34,38	34,80	33,00	1,78	2,20	0,40
Levé stehno	32,00	34,11	34,43	32,74	2,11	2,43	0,74
Pelvis	32,30	35,42	35,81	33,07	3,12	3,51	0,77
Pravá paže	32,60	32,99	33,41	0,00	0,39	0,81	-0,16
Pravá noha	30,50	29,27	29,63	30,79	-1,23	-0,87	0,29
Pravá ruka	32,30	31,32	31,71	32,05	-0,98	-0,59	-0,25
Pravé lýtko	31,40	32,24	32,72	31,90	0,84	1,32	0,50
Pravé rameno	32,80	34,33	34,78	32,99	1,53	1,98	0,19
Pravé stehno	32,00	34,10	34,42	32,73	2,10	2,42	0,73
Celkem	32,20	33,91	34,33	32,54	1,71	2,13	0,34

Tab. 50 RMS a MAE pro teplotu povrchu CSP (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku)

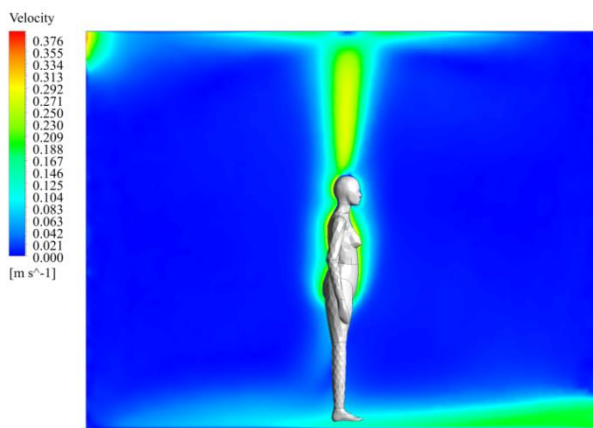
	RMS - t [°C]			MAE - t [°C]		
	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)	A: 38 W	B: 38 W + 38W	C: 76 W (R)
t_{body}	1,86762	2,15080	0,44896	1,63116	1,86707	0,40573

Shrnutí výsledků

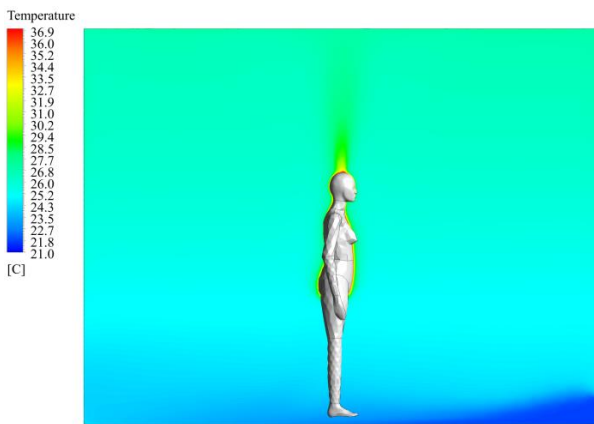
Teplotní vertikální profily se mezi třemi hodnocenými případy s konstantním tepelným tokem výrazně liší. Příklad A, který uvažuje čistě konvekci, podhodnotil teploty vzduchu v celém prostoru o více než 2 °C. Podhodnocení teplot vzduchu u případu A oproti případům B a C je také dobře vidět na podélných řezech na obrázcích 182, 184 a 186. Nahrazení radiace podmínkou tepelného toku na stěnách výsledky teplotních profilů zlepšilo, ale měřené hodnoty i tak nebyly dosaženy.



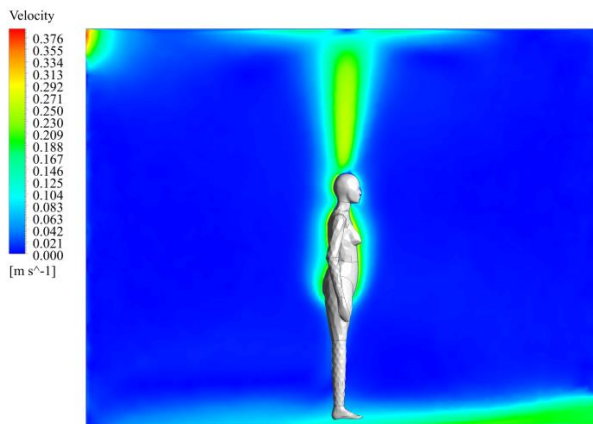
Obr. 182 Teplotní pole – případ A: 38 W



Obr. 183 Rychlostní pole – případ A: 38 W



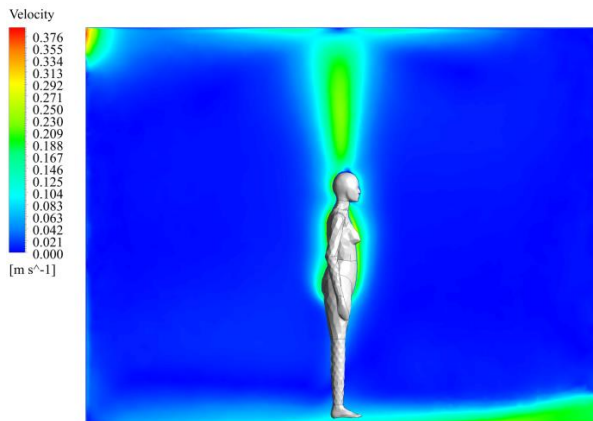
Obr. 184 Teplotní pole – případ B: 38 W + 38 W



Obr. 185 Rychlostní pole – případ B: 38 W + 38 W



Obr. 186 Teplotní pole – případ C: 76 W (R)



Obr. 187 Rychlostní pole – případ C: 76 W (R)

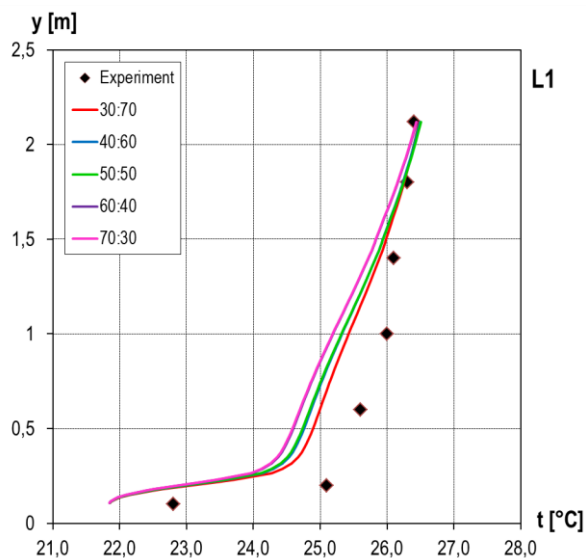
Shody s experimentem profesora Kato (2005) dosáhl případ B s konstantním tepelným tokem $51,4 \text{ W/m}^2$ (tj. s celkovým tepelným výkonem 76 W) a s modelem radiace. Rozdíly mezi vertikálními rychlostními profily jsou viditelné především v místě za CSP (L4), kde oba případy bez modelu radiace (A, B) rychlosti proudění vzduchu výrazně nadhodnotily. V ostatních profilech (L1, L2, L5) mají profily všech případů podobný průběh. Ve vertikálním profilu nad hlavou CSP modely bez radiace také výsledné rychlosti nadhodnotily, stejně tak u všech horizontálních rychlostních profilů kolem těla CSP (mimo úroveň nohou). Rychlostní pole na podélných řezech (obrázky 183, 185 a 187) dobře ilustruje rozdíly především ve stoupajícím konvektivním proudění nad hlavou CSP. V případě A (38 W , bez radiace) rychlosti proudění vzduchu nabývají nejvyšších hodnot, zatímco nejmenší rychlosti jsou u případu C (76 W , s radiací). Všechny tři případy poměrně dobře predikovaly celkovou střední povrchovou teplotu CSP, nicméně u případů bez radiace došlo k velkým teplotním rozdílům mezi jednotlivými částmi těla.

7.3.3 Nahrazení modelu radiace okrajovou podmínkou na stěnách komory

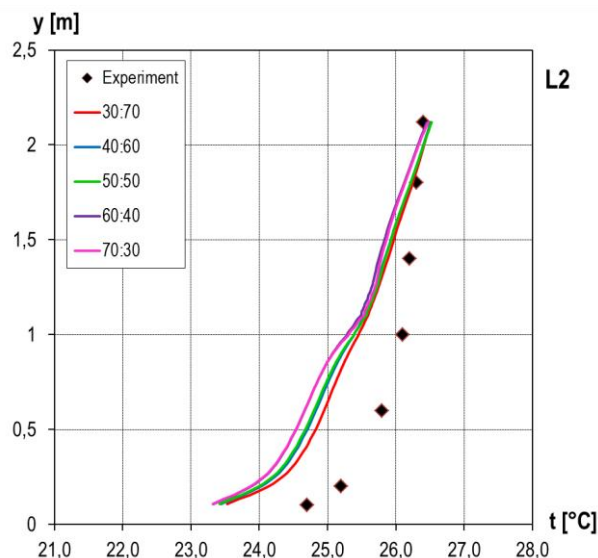
Níže jsou uvedeny výsledky pro případy, kdy je model radiace (tepelný tok radiací z povrchu CSP) nahrazen tepelným tokem na stěnách, podlaze i stropu výpočetní domény. Celkový tepelný výkon CSP 76 W je tak rozdělen v určitém poměru na tepelný tok konvekcí (definovaný na povrchu CSP) a tepelný tok radiací (definovaný na povrchu komory). Tyto poměry (C:R) jsou počítány v rozmezí 30:70 až 70:30. Všechny případy byly počítány s modelem turbulence *Realizable k- ϵ* (viz kap. 6).

Teplotní pole

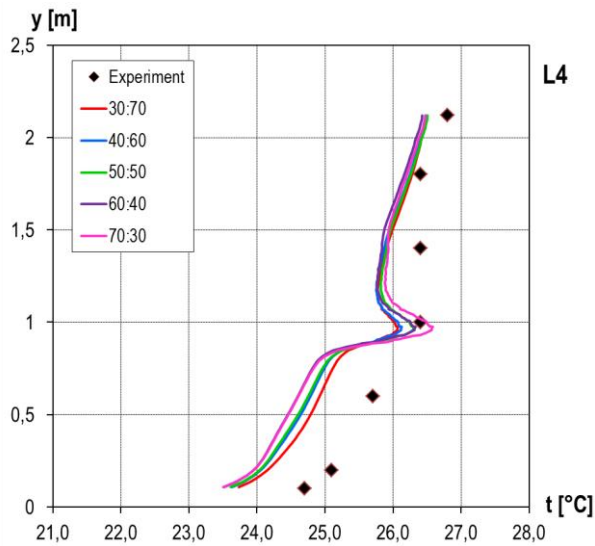
Na obrázcích 188, 189, 190 a 191 jsou uvedeny vertikální teplotní profily v místech **L1**, **L2**, **L4** a **L5**. Ve všech profilech mají jednotlivé případy téměř shodný průběh, menší rozdíly jsou patrné v dolní polovině profilů. Celkově nejnižší teploty vzduchu v prostoru předpověděl poměr 70:30, pro který také (spolu s 60:40) vyšly nejvyšší střední kvadratické a absolutní odchylky uvedené v tabulce 51. Nejvíce se experimentu profesora Kato (2005) přiblížil poměr C:R 30:70, nicméně v dolní části prostoru teploty podhodnotil o $0,5$ až $1 \text{ }^\circ\text{C}$.



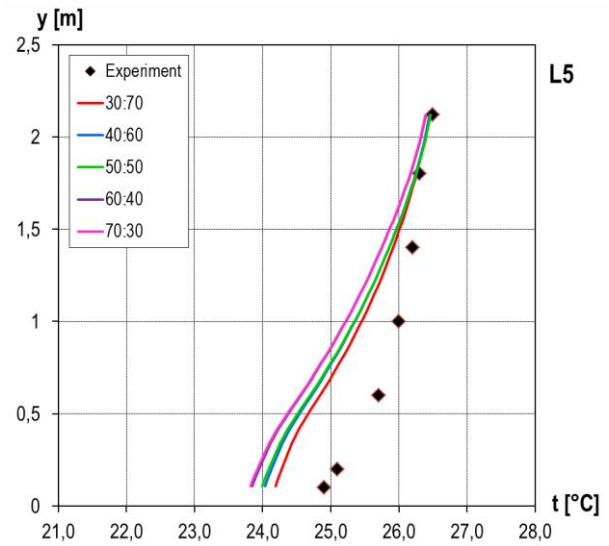
Obr. 188 Vertikální teplotní profily v L1 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



Obr. 189 Vertikální teplotní profily v L2 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



Obr. 190 Vertikální teplotní profily v L4 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



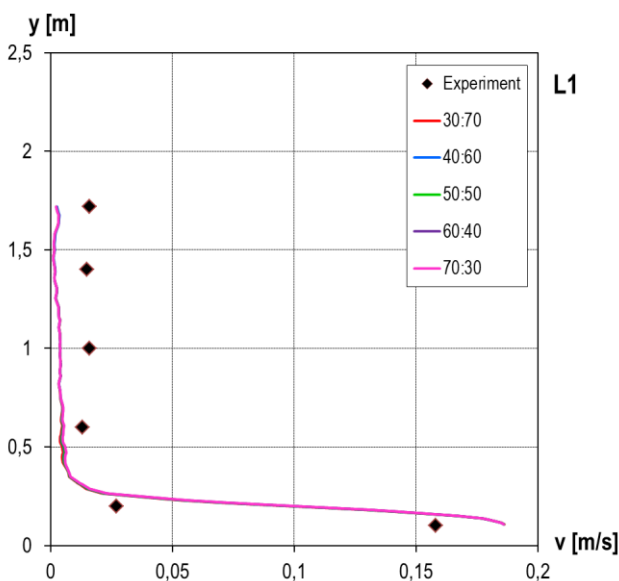
Obr. 191 Vertikální teplotní profily v L5 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

Tab. 51 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

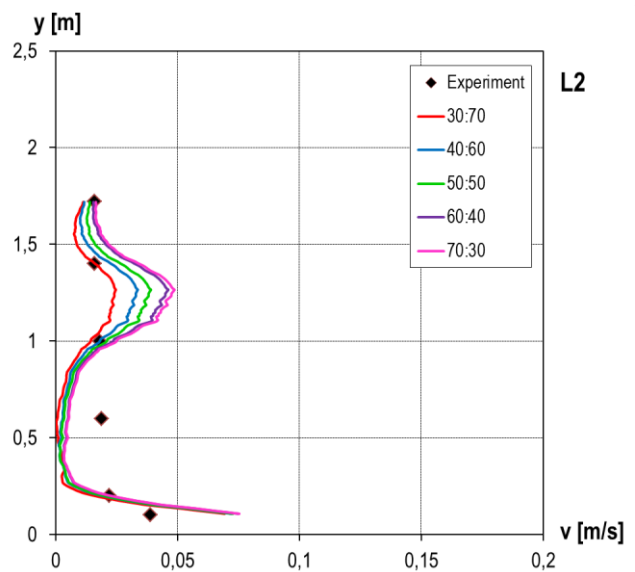
	RMS - t_a [°C]					MAE - t_a [°C]				
	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30
L1	0,90819	0,96020	0,96927	1,02946	1,03519	0,64392	0,70135	0,70890	0,77717	0,78142
L2	0,74448	0,81881	0,83458	0,92049	0,92131	0,60815	0,67456	0,68703	0,76644	0,76375
L4	0,65817	0,72589	0,72593	0,80939	0,79641	0,57781	0,63019	0,60437	0,68542	0,65243
L5	0,57395	0,67624	0,69777	0,80978	0,82363	0,47389	0,55872	0,57177	0,68782	0,70006

Rychlostní pole

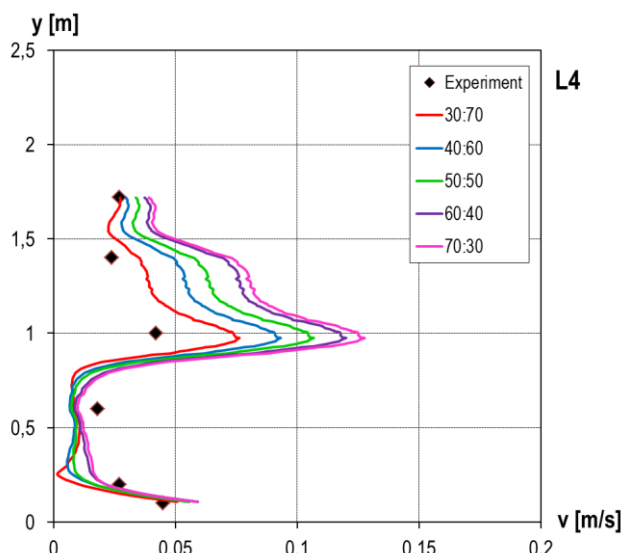
V místě **L1** (obr. 192) a **L5** (obr. 195) mají rychlosti proudění vzduchu všech případů stejný průběh. Větší rozdíly mezi jednotlivými variantami nastaly v profilech rychlostí proudění vzduchu v místech před a za CSP. V rychlostním profilu **L2** (obr. 193) v horní části dochází k nadhodnocení rychlostí proudění vzduchu u případů s vyšším podílem tepelného výkonu na povrchu manekýna, nejvíce je tedy rychlost nadhodnocena u poměru 70:30.



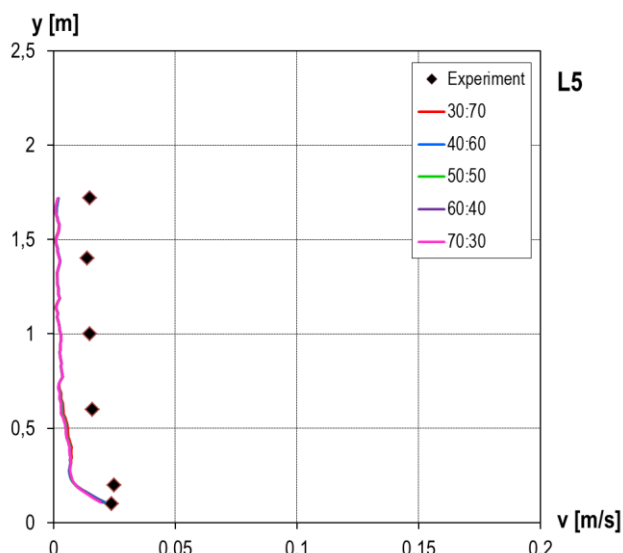
Obr. 192 Vertikální rychlostní profily v L1 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



Obr. 193 Vertikální rychlostní profily v L2 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



Obr. 194 Vertikální rychlostní profily v L4 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



Obr. 195 Vertikální rychlostní profily v L5 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

K ještě větším rozdílům mezi jednotlivými případy, i mezi případy a experimentem profesora Kato (2005), došlo v profilu za CSP L4 (obr. 194). I zde poměr 70:30, tj. poměr se 70 % tepelného výkonu na povrchu CSP nejvíce rychlost proudění vzduchu nadhodnotil. Výsledným rychlostním profilům odpovídají také střední kvadratické a absolutní odchylky v tabulce 52. Čím vyšší tepelný výkon na povrchu CSP, tím vyšší RMS a MAE.

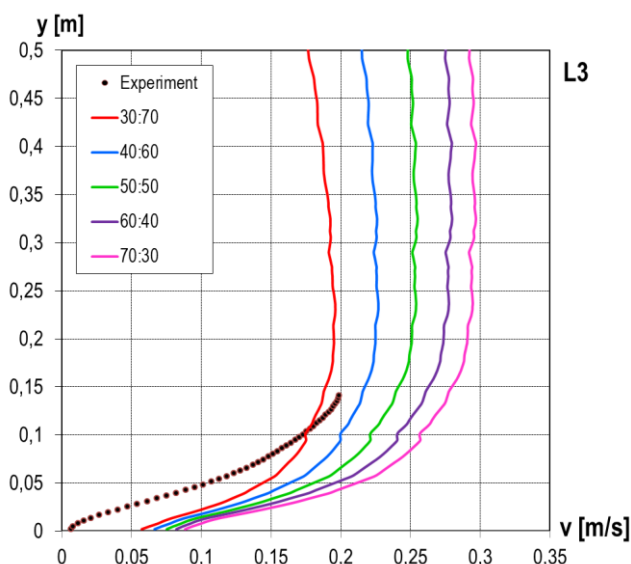
Tab. 52 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

	RMS - v [m/s]					MAE - v [m/s]				
	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30
L1	0,03257	0,03296	0,03314	0,03354	0,03367	0,02445	0,02453	0,02466	0,02478	0,02487
L2	0,01640	0,01700	0,01747	0,01878	0,01924	0,01122	0,01121	0,01189	0,01281	0,01345
L4	0,01634	0,02401	0,03024	0,03726	0,04045	0,01325	0,01884	0,02306	0,02743	0,02928
L5	0,01188	0,01196	0,01212	0,01213	0,01220	0,01103	0,01111	0,01138	0,01144	0,01159

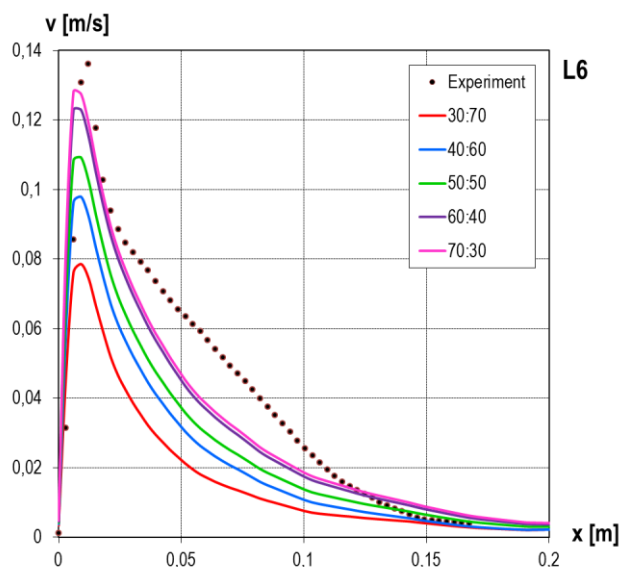
CSP a jeho okolí

V rychlostních profilech blízko CSP jsou rozdíly mezi jednotlivými případy také velké. Nad hlavou CSP (L3, obr. 196) opět poměr s nejvyšším podílem tepelného výkonu na povrchu CSP (70:30) rychlost proudění vzduchu nadhodnotil nejvíce. Nejbližše experimentu profesora Kato (2005) se přiblížil poměr C:R 30:70, ačkoliv rychlost také nadhodnotil. Nicméně ji nadhodnotil nejméně ze všech případů, čemuž také odpovídá střední kvadratická a absolutní odchylka, která pro tento poměr (30:70) vyšla v L3 nejnižší (tabulka 53).

Celkové nadhodnocení rychlostí proudění vzduchu u poměrů s vyšším tepelným výkonem na povrchu CSP přispělo ke zlepšení profilů rychlostí před ústy CSP (L6, obr. 197). Zde poměr 70:30 téměř dosáhl měřené maximální rychlosti 0,14 m/s, a naopak poměr 30:70 rychlost výrazně podhodnotil. Díky tomu také tento poměr (30:70) dosáhl nejvyšší RMS (0,029 m/s) a MAE (0,023 m/s) a naopak poměr 70:30 nejnižších obou odchylek (RMS = 0,013 m/s; MAE = 0,009 m/s).

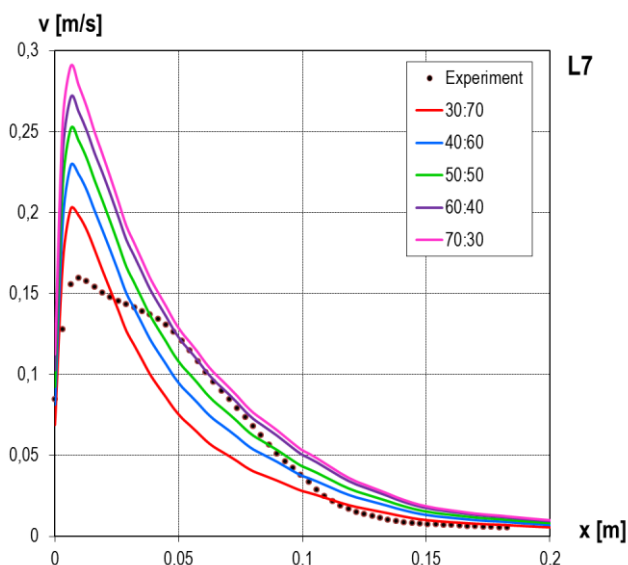


Obr. 196 Vertikální rychlostní profily v L3
(nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

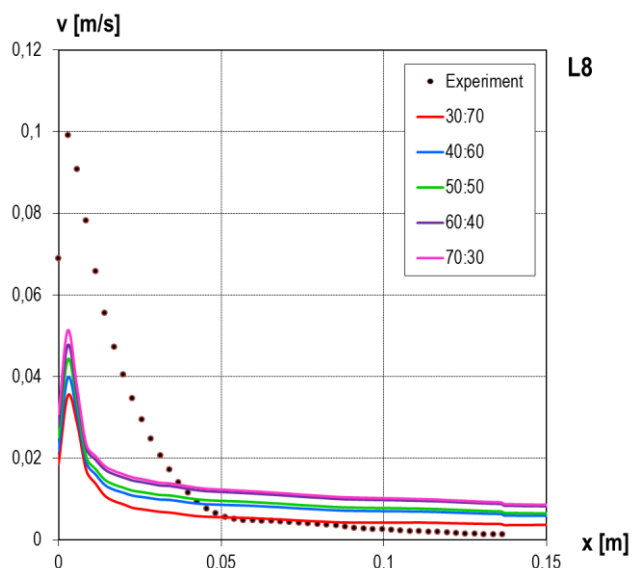


Obr. 197 Horizontální rychlostní profily v L6
(nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

V úrovni pelvisu (**L7**, obr. 198) všechny poměry C:R výrazně převýšily maximální hodnotu rychlosti proudění vzduchu změřenu při experimentu profesora Kato (2005). Nejvíce opět poměr 70:30, který maximální rychlost předpověděl téměř dvojnásobně, a tudíž pro tento poměr vyšla také nejvyšší střední kvadratická odchylka (0,041 m/s) i střední absolutní odchylka (0,026 m/s). V úrovni nohou CSP (**L8**, obr. 199) jako ve všech předchozích řešených případech žádný z poměrů C:R nedosáhl průběhu měřených dat.



Obr. 198 Horizontální rychlostní profily v L7
(nahrazení modelu radiace tepelným tokem)



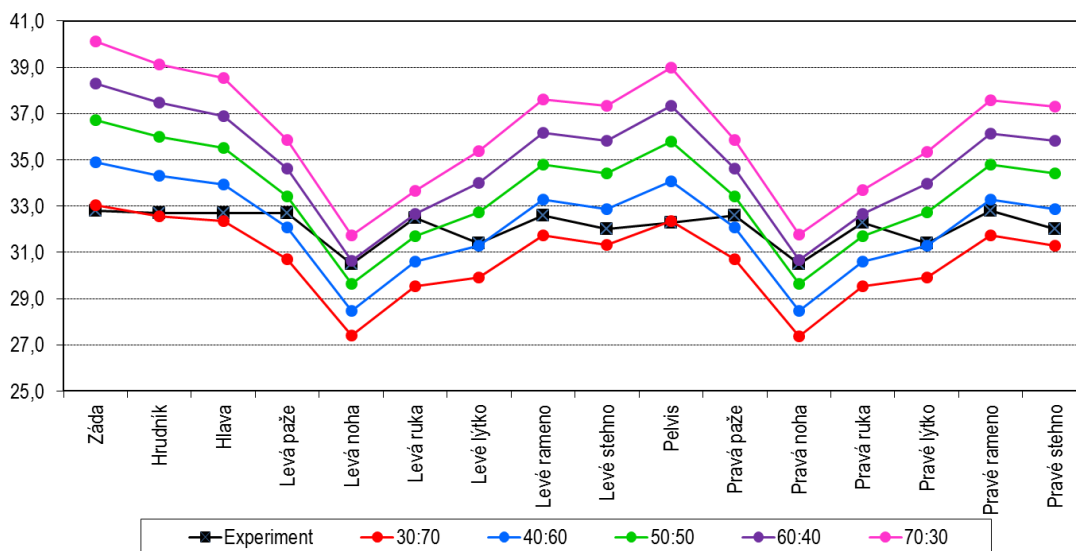
Obr. 199 Horizontální rychlostní profily v L8
(nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

Tab. 53 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (nahrazení modelu radiace tepelným tokem)

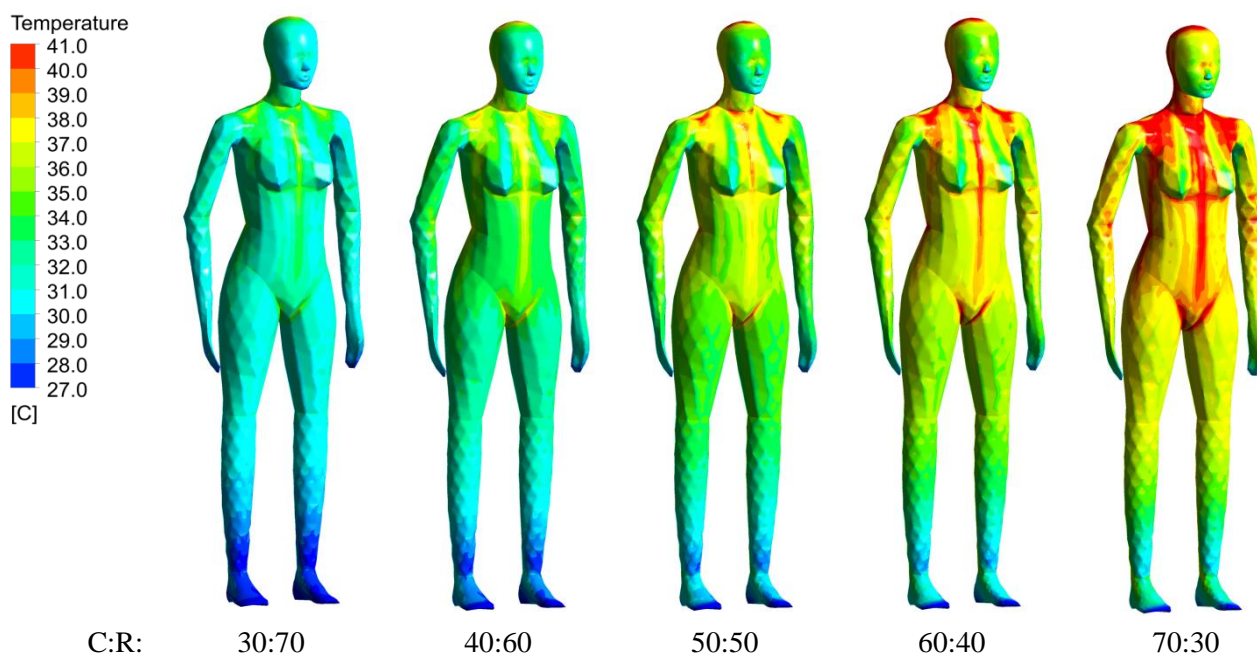
	RMS - v [m/s]					MAE - v [m/s]				
	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30
L3	0,03854	0,05334	0,06970	0,08512	0,09962	0,03060	0,04927	0,06774	0,08413	0,09884
L6	0,02955	0,02220	0,01834	0,01423	0,01385	0,02356	0,01801	0,01476	0,01077	0,00999
L7	0,02406	0,02296	0,02826	0,03542	0,04156	0,01742	0,01564	0,01723	0,02137	0,02605
L8	0,02182	0,02071	0,01990	0,01919	0,01866	0,01139	0,01222	0,01214	0,01277	0,01278

Povrchová teplota CSP

V tabulce 54 a na obrázcích 200 a 201 jsou uvedeny vážené průměry středních povrchových teplot pro jednotlivé části těla CSP. Jak lze logicky předpokládat a výsledky to potvrzují, čím vyšší výkon CSP, tím vyšší povrchová teplota.



Obr. 200 Povrchová teplota CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem



Obr. 201 Rozložení povrchových teplot na CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem

Nicméně s narůstajícím výkonem resp. povrchovou teplotou CSP také narůstá nadhodnocení teplot oproti teplotám v experimentu profesora Kato (2005). Tomu se svou střední povrchovou teplotou celého těla nejvíce přiblížil poměr C:R 40:60, a to teplotou 32,8 °C se střední kvadratickou odchylkou 1,34 °C a se střední absolutní odchylkou 1,16 °C (tabulka 55). Nicméně mezi jednotlivými částmi těla jsou mezi vypočtenými teplotami a teplotami změřenými rozdíly v rozmezí -2 °C až +2 °C.

Tab. 54 Povrchová teplota CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem

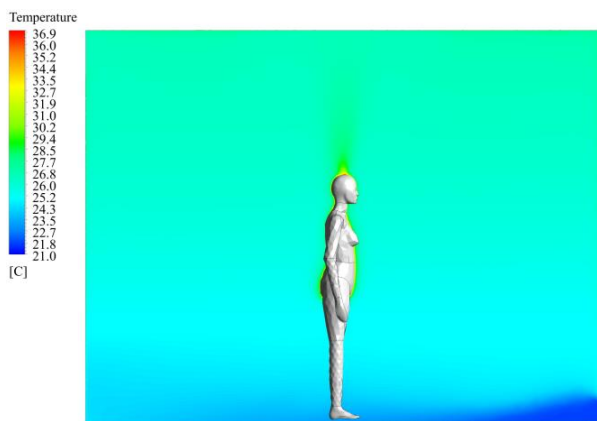
Část těla	Teplota povrchu těla [°C]						Rozdíly (CFD-Experiment) [°C]				
	Experiment	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30
Záda	32,8	33,03	34,88	36,70	38,31	40,11	0,23	2,08	3,90	5,51	7,31
Hrudník	32,7	32,57	34,30	35,98	37,48	39,11	-0,13	1,60	3,28	4,78	6,41
Hlava	32,70	32,36	33,95	35,52	36,88	38,56	-0,34	1,25	2,82	4,18	5,86
Levá paže	32,70	30,71	32,07	33,41	34,62	35,87	-1,99	-0,63	0,71	1,92	3,17
Levá noha	30,50	27,39	28,48	29,63	30,65	31,75	-3,11	-2,02	-0,87	0,15	1,25
Levá ruka	32,50	29,52	30,61	31,70	32,65	33,67	-2,98	-1,89	-0,80	0,15	1,17
Levé lýtko	31,40	29,91	31,30	32,74	34,00	35,37	-1,49	-0,10	1,34	2,60	3,97
Levé rameno	32,60	31,74	33,29	34,80	36,16	37,61	-0,86	0,69	2,20	3,56	5,01
Levé stehno	32,00	31,31	32,86	34,43	35,83	37,32	-0,69	0,86	2,43	3,83	5,32
Pelvis	32,30	32,37	34,09	35,81	37,33	38,98	0,07	1,79	3,51	5,03	6,68
Pravá paže	32,60	30,71	32,08	33,41	35,34	35,87	-1,89	-0,52	0,81	2,03	3,27
Pravá noha	30,50	27,39	28,48	29,63	30,65	31,76	-3,11	-2,02	-0,87	0,15	1,26
Pravá ruka	32,30	29,53	30,62	31,71	32,67	33,69	-2,77	-1,68	-0,59	0,37	1,39
Pravé lýtko	31,40	29,90	31,29	32,72	33,98	35,34	-1,50	-0,11	1,32	2,58	3,94
Pravé rameno	32,80	31,73	33,27	34,78	36,12	37,57	-1,07	0,47	1,98	3,32	4,77
Pravé stehno	32,00	31,30	32,85	34,42	35,82	37,31	-0,70	0,85	2,42	3,82	5,31
Celkem	32,20	31,26	32,80	34,33	35,70	37,18	-0,94	0,60	2,13	3,50	4,98

Tab. 55 RMS a MAE pro teplotu povrchu CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem

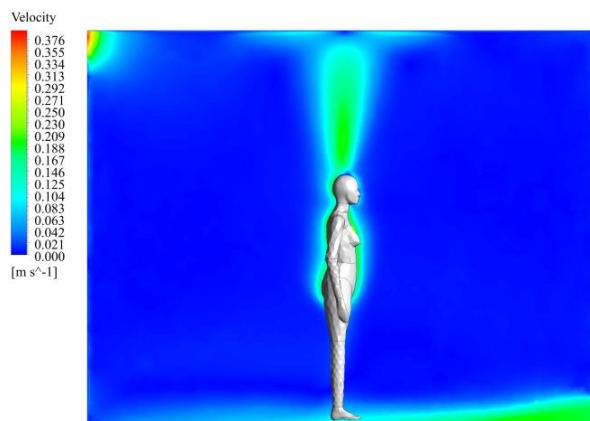
	RMS - t [°C]					RMS - t [°C]				
	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30	30:70	40:60	50:50	60:40	70:30
t _{body}	1,78511	1,34885	2,15080	3,26423	4,58475	1,43356	1,16121	1,86707	2,74970	4,13103

Shrnutí výsledků

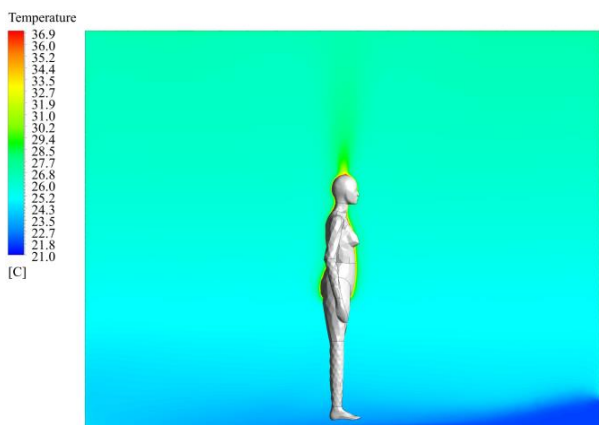
Výsledky rychlostí proudění vzduchu i teplot vzduchu naznačují, že velikost poměru C:R má minimální vliv v místech dále od CSP. Rozdíly mezi jednotlivými poměry C:R jsou ale výrazné v okolí CSP. Což je poměrně očekávatelné, neboť zvyšování konvektivní složky sdílení tepla představující právě tepelný výkon CSP vede k vyšším povrchovým teplotám CSP. Díky vyšší povrchové teplotě CSP (vyššímu tepelnému toku na povrchu CSP) dochází k většímu konvektivnímu proudění v okolí CSP. To je dobře vidět na podélných řezech uvedených na obrázcích 202 až 211. S rostoucím poměrem C:R roste také teplota kolem CSP a konvektivní mezní vrstva je tlustší. Nicméně v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) se nejvíce měření přiblížil poměr C:R 30:70 a z hlediska výsledné střední povrchové teploty těla poměr 40:60. U tohoto poměru (resp. celkově u všech poměrů C:R) jsou mezi jednotlivými tělesnými částmi CSP velké teplotní rozdíly (až 5 °C). To neodpovídá experimentu profesora Kato (2005), kde maximální rozdíl mezi nejchladnější a nejteplejší částí těla je 2,3 °C.



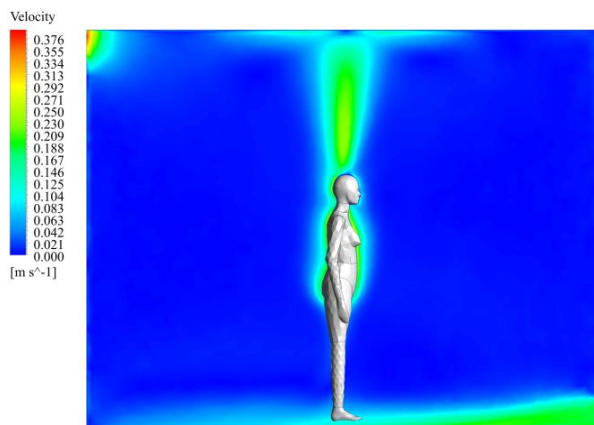
Obr. 202 Teplotní pole – poměr C:R 30:70



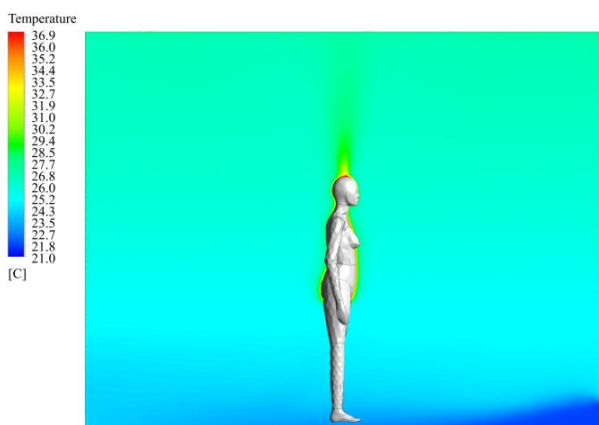
Obr. 203 Rychlostní pole – poměr C:R 30:70



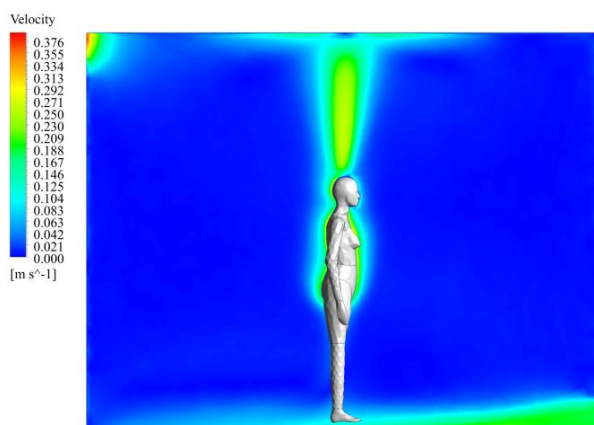
Obr. 204 Teplotní pole – poměr C:R 40:60



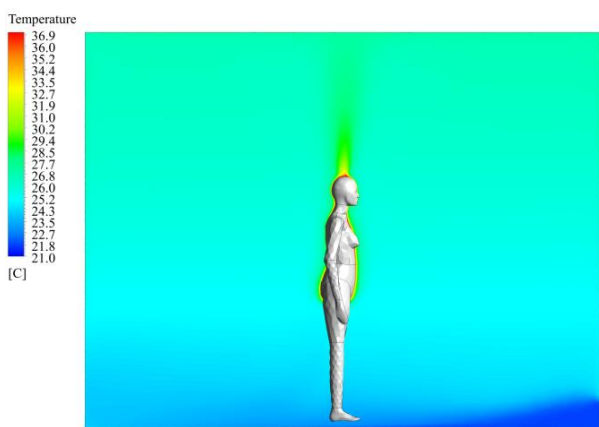
Obr. 205 Rychlostní pole – poměr C:R 40:60



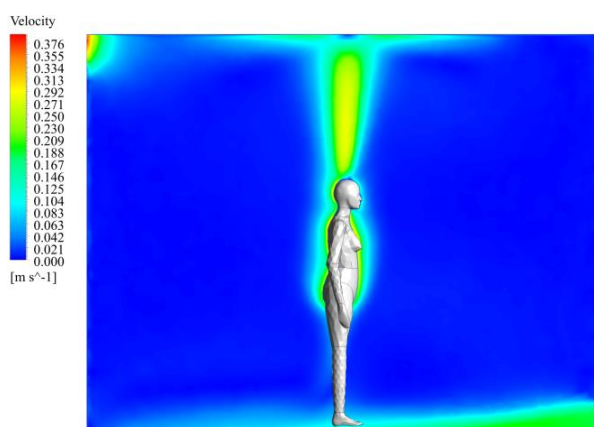
Obr. 206 Teplotní pole – poměr C:R 50:50



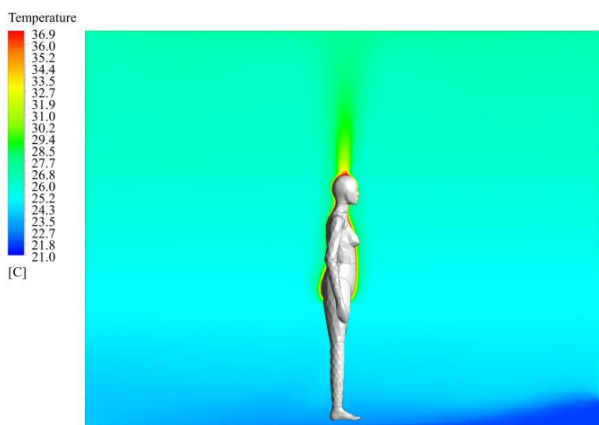
Obr. 207 Rychlostní pole – poměr C:R 50:50



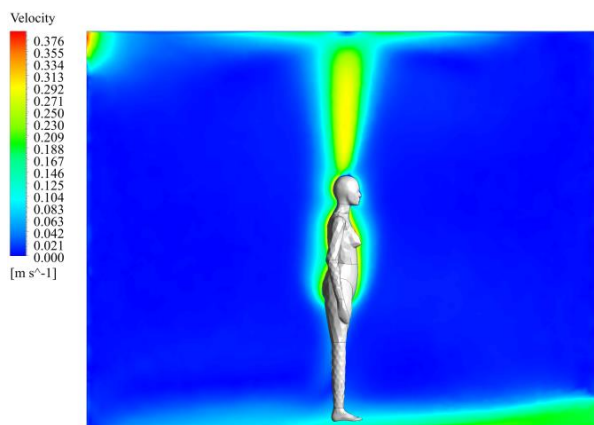
Obr. 208 Teplotní pole – poměr C:R 60:40



Obr. 209 Rychlostní pole – poměr C:R 60:40



Obr. 210 Teplotní pole – poměr C:R 70:30



Obr. 211 Teplotní pole – poměr C:R 70:30

7.3.4 Diskuze a závěr způsobů modelování sdílení tepla

Výše uvedené výsledky ukazují velké rozdíly mezi případy s radiací a bez radiace. Všechny případy bez radiace výsledné teploty vzduchu podhodnotily. Nahrazení modelu radiace přidáním tepelného toku na stěny přineslo zlepšení, nicméně i tak zůstaly výsledné teploty vzduchu přibližně o 0,8 až 1 °C nižší oproti experimentu profesora Kato (2005). Nejblíže experimentu se teplotní i rychlostní profily přiblížily u případu s konstantní teplotou těla CSP 32,2 °C s radiací a u případu s celkovým tepelným výkonem CSP 76 W (tj. 51,4 W/m²) a modelem radiace. Tyto výsledky jsou očekávatelné, neboť teplota povrchu CSP 32,2 °C je výsledná měřená teplota experimentu profesora Kato (2005), a celkový výkon 76 W je stanovený výkon benchmark testu resp. tepelný výkon termálního manekýna při měření. Povrchová teplota CSP 33,7 °C, jakožto střední povrchová teplota těla podle ASHRAE (2013) vedla k nadhodnocení teplot vzduchu přibližně o 1 °C. V rychlostních profilech došlo u všech případů bez radiace k výraznému nadhodnocení rychlosti proudění vzduchu. To nastalo díky tomu, že u těchto případů je nižší teplota vzduchu, tudíž gradient teplot mezi povrchem CSP a okolním vzduchem je větší. Tím vznikají větší vztlakové síly generující vyšší rychlost proudění vzduchu.

Benchmark test profesora Nielsena (2003) předpokládá, že lidské tělo sdílí své teplo s okolím v poměru konvekce:radiace (C:R) 50:50. To se ukázalo jako ne zcela přesný předpoklad. To také odpovídá výsledkům v kapitole vlivu modelu radiace (kapitola 7.2), ze kterých vyplynulo, že poměr C:R leží kolem hodnot 35:65. Poslední část způsobů modelování sdílení tepla byla zaměřená na nahrazení modelu radiace povrchovým tepelným tokem na stěny výpočetní domény. Velikost povrchového toku na CSP i stěnách vyplývá právě z poměru C:R, ve kterém se rozdělí celkový tepelný výkon CSP. Konvektivní sdílení tepla mezi CSP a okolím představuje velikost tepelného toku na povrchu CSP a radiční sdílení tepla je definováno tepelným tokem na okolních plochách. Ukázalo se, že velikost poměru C:R má minimální vliv na oblasti dále od CSP, ale výrazný vliv na jeho blízké okolí. Z tohoto důvodu lze tento způsob modelování doporučit pouze pro úlohy zaměřené na obecné proudění v prostoru, a i tak je nutné počítat s větší nepřesností ve výsledcích a také s větší teplotní stratifikací v prostoru. Vyšší tepelný výkon CSP vede logicky k vyšším povrchovým teplotám CSP a tím také ke zvyšování konvektivního proudění kolem jeho povrchu. Nejblíže teplotním a rychlostním profilům experimentu profesora Kato (2005) se přiblížil poměr C:R 30:70, což je v souladu se Srebric et al. (2008), nicméně tento poměr podhodnotil celkovou střední povrchovou teplotu těla. Tu lépe předpověděl poměr 40:60, nicméně (stejně jako u ostatních poměrů C:R) u něho došlo k velkým teplotním rozdílům mezi teplotami nejchladnější a nejteplejší částí těla.

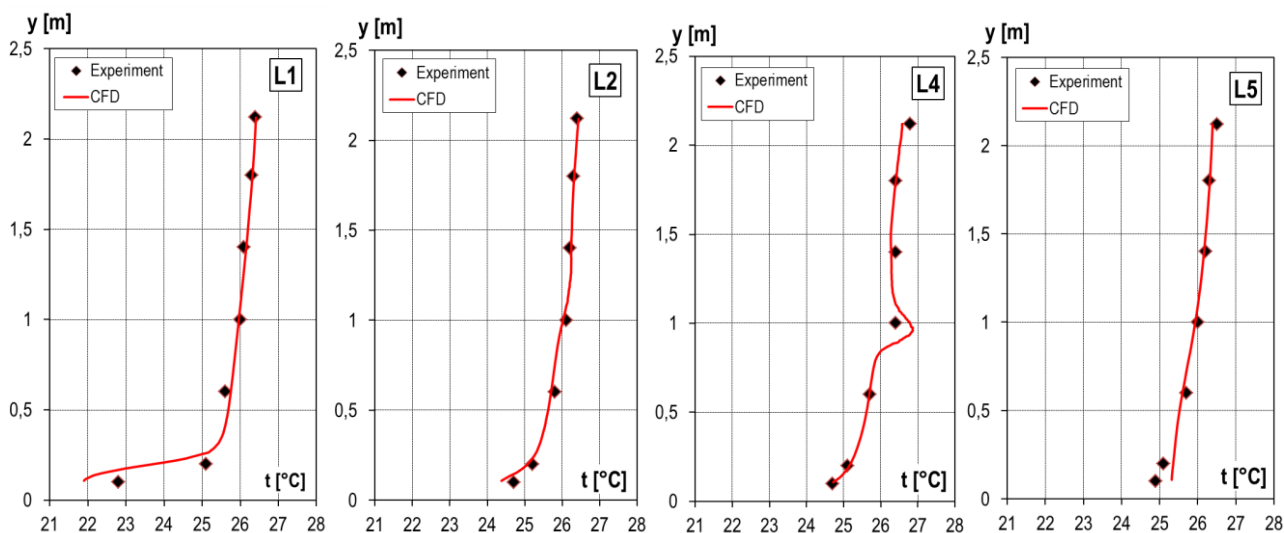
Celkově lze pro řešení sdílení tepla doporučit okrajovou podmínku tepelného toku na povrchu CSP, neboť ten vychází z předpokladu celkového tepelného výkonu člověka při určité činnosti, pro kterou je úloha řešena. Povrchové teploty CSP jsou potom počítány v závislosti na velikosti tepelného toku a teploty vzduchu v jeho okolí. Ukázalo se, že užití okrajové podmínky konstantní teploty povrchu 33,7 °C vede k nadhodnocení teploty vzduchu v okolí i samotného tepelného toku z povrchu CSP. Příklad s teplotou 32,2 °C, což je teplota získaná měřením, sice dosáhl dobrých výsledků, ale tato teplota nemůže být brána jako univerzální teplota pro úlohy, které se budou lišit v okrajových podmínkách. Závěrem lze konstatovat, že model radiace má vliv na výsledky jak teplot vzduchu, tak i na rychlosti proudění vzduchu, a tudíž by radiace měla být ve výpočtu zahrnuta. Radiace z povrchu CSP způsobuje zvyšování teploty okolních ploch, tím dochází k další přirozené konvekci a zvyšuje se směšování vzduchu v prostoru.

8 VÝSLEDNÝ MODEL ČLOVĚKA VE VNITŘNÍM PROSTŘEDÍ

8.1 Výsledný model člověka ve vnitřním prostředí a zhodnocení výsledků

Na základě poznatků z předešlých kapitol lze uvést výsledný model člověka a posoudit jeho vliv na vnitřní prostředí na základě výsledků CFD simulace. Finální model člověka byl řešen pomocí okrajové podmínky konstantního tepelného toku $51,4 \text{ W/m}^2$ na celém povrchu CSP s emisivitou 0,95. Na stěny, podlahu a strop výpočetního prostoru byla definována emisivita 0,9 a tepelný tok $0,187 \text{ W/m}^2$, což odpovídá celkovému přidanému tepelnému výkonu 10 W. Výpočet proběhl s modelem turbulence *Realizable k-ε*, neboť tento model dosáhl nejlepších výsledků v porovnání s experimentem profesora Kato (2005) a zároveň není příliš výpočetně náročný. Pro model radiace byl zvolen model *Discrete Ordinates* s diskretizací úhlů 3×3 .

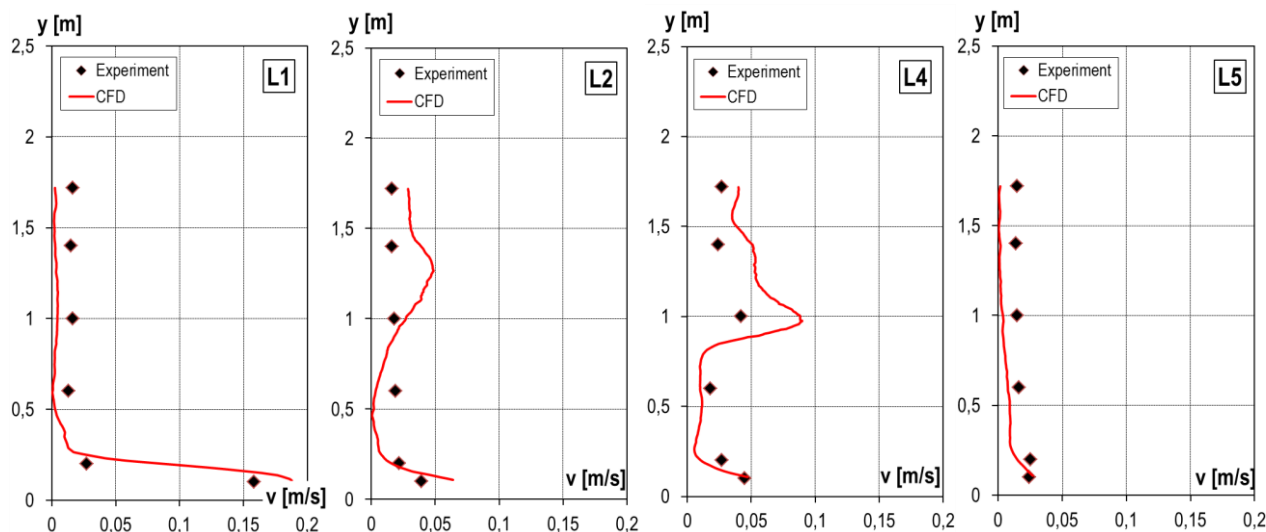
Teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5 (obr. 212) se velmi dobře shodují s experimentálními daty profesora Kato (2005). Tomu také odpovídají střední kvadratické a absolutní odchylky (tabulka 56), které (kromě profilu L1) nepřesáhly hodnotu $0,2 \text{ }^\circ\text{C}$. Nicméně v profilu L1 v prvním měřeném bodě (0,1 m nad podlahou, před přívodním prvkem vzduchu) je měřená teplota vzduchu $22,8 \text{ }^\circ\text{C}$, což je o $1 \text{ }^\circ\text{C}$ více, než uvádí benchmark test (resp. experiment). Tento rozdíl vede k diskuzi, zdali ve skutečnosti při experimentu nebyla teplota přívodního vzduchu vyšší. Podobnou diskuzi provedl Ito et al. (2015). Ten ve svém modelu uvažoval tepelný tok na povrchu CSP $51,6 \text{ W/m}^2$, což při ploše jeho CSP $1,4 \text{ m}^2$ činí celkem $72,2 \text{ W}$ (tedy téměř o 4 W méně než předepisuje benchmark test). Na základě tepelné bilance definoval rozdíl teplot $4,1 \text{ }^\circ\text{C}$. Teplotu vzduchu na odvodu uvažoval měřenou hodnotu před odvodním prvkem vzduchu (tj. $26,5 \text{ }^\circ\text{C}$). Z toho vyplynula teplota přívodního vzduchu $22,4 \text{ }^\circ\text{C}$. Pokud bychom uvažovali tepelný výkon předepsaných 76 W, bude rozdíl teplot $4,3 \text{ }^\circ\text{C}$, což by odpovídalo teplotě přívodního vzduchu $22,2 \text{ }^\circ\text{C}$. Nesmíme ovšem opomenout, že nepřesnost v okrajových podmínkách byla diskutována v kapitole 6.3.2 a již byla kompenzována přidáním tepelného toku na stěny prostoru.



Obr. 212 Teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5

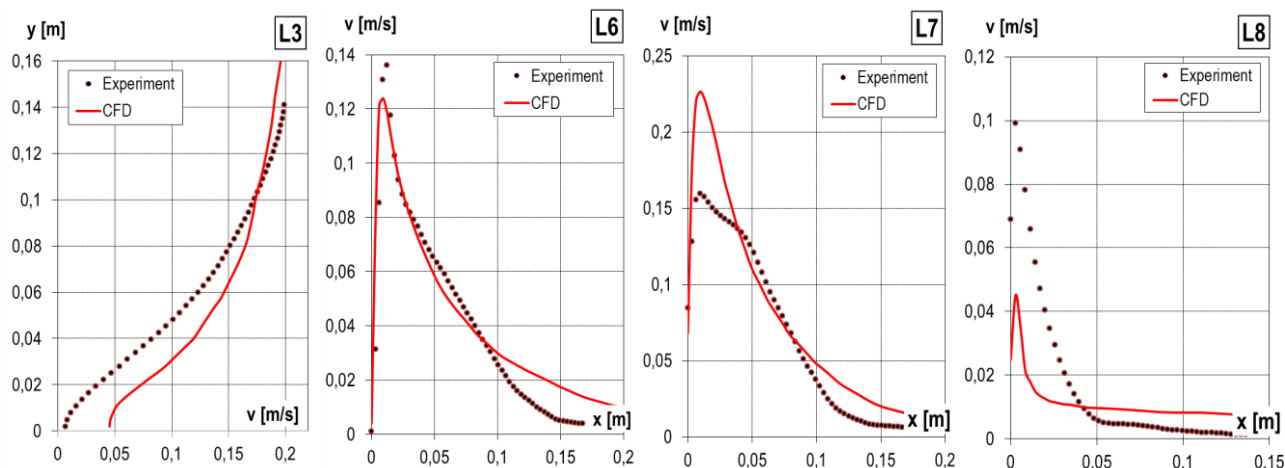
Celkově trend výsledků odpovídá principu zaplavovacího větrání, kdy je u podlahy teplota vzduchu nejnižší a s výškou začíná stoupat. Z grafů můžeme odečíst celkový teplotní výškový gradient v místnosti, který je největší v rovině L1, a to $4,6 \text{ }^\circ\text{C}$. Jak vzduch postupuje místností dále, pomalu se směšuje s již teplým vzduchem a v každém dalším profilu se gradient teploty zmenšuje. V místě L2 činí $2 \text{ }^\circ\text{C}$, v L4 dosahuje rozdíl hodnoty $1,9 \text{ }^\circ\text{C}$ a nejmenší je v posledním profilu L5, kde je pouze $1 \text{ }^\circ\text{C}$.

Další možná nepřesnost v okrajové podmínce na přívodu vzduchu je patrná v rychlostním profilu L1 (obr. 213). Zde je měřená rychlost před přívodním prvku 0,158 m/s, zatímco vypočtená rychlost je 0,187 m/s a odpovídá tak benchmark testu, který předepisuje 0,188 m/s. Je tedy možné, že skutečná rychlost přívodního vzduchu byla nižší. Celkově výsledky rychlostních profilů v místech L1, L2, L4 a L5 nejsou v absolutní shodě s experimentem profesora Kato (2005), nicméně v celkovém měřítku, kdy jsou rychlosti proudění vzduchu v celém prostoru do 0,05 m/s, je lze považovat za uspokojivé. Experiment neuvádí podrobnosti ohledně použitých přístrojů při měření ani žádnou chybu měření. Lze ale uvažovat běžné anemometry, které pracují s chybou až $\pm 0,03$ m/s. Při takto nízkých rychlostech a s připočtením určité minimální chyby je prakticky nemožné dosáhnout stoprocentně přesného výsledku.



Obr. 213 Rychlostní profily v místech L1, L2, L4 a L5

Výsledné rychlostní profily blízko CSP (L3, L6, L7 a L8) jsou uvedeny na obrázku 214. V rychlostním profilu nad hlavou CSP (L3) je vypočtená počáteční rychlost vzduchu vyšší než v experimentu profesora Kato (2005), ale výsledně dosáhne téměř shodné maximální rychlosti 0,2 m/s. V L3 také obě odchylky vyšly největší ze všech čtyř profilů blízko CSP, a to $RMS = 0,024$ m/s a $MAE = 0,019$ m/s (tabulka 56). Před ústí CSP (L6) není dosažena maximální rychlost proudění vzduchu, ale jinak se vypočtený rychlostní profil poměrně dobře shoduje s PIV měřením profesora Kato (2005). V oblasti pelvisu (L7) výpočet značně nadhodnotil maximální rychlost proudění vzduchu, a naopak v úrovni nohou (L8) podhodnotil. Konvektivní proudění kolem nohou CSP je pravděpodobně ovlivněno vyšší rychlostí okolního vzduchu, jak je vidět v rychlostním profilu L2 na obrázku 213. Stejně jako v profilu L1 je vypočtená rychlost proudění vzduchu v prvním měřeném bodě (0,1 m nad podlahou) vyšší než v experimentu profesora Kato (2005), a to 0,064 m/s. V tomto místě je změřená hodnota 0,039 m/s. Jak je vidět, nepřesnost na přívodním prvku vzduchu ovlivňuje celý prostor. Přirozené konvektivní proudění vzduchu kolem CSP je touto vyšší rychlostí přicházejícího vzduchu narušováno a nedosahuje tak vysoké maximální rychlosti, jako byla naměřena při experimentu profesora Kato (2005). Mezní vrstva je tudíž v této oblasti celkově tenčí.

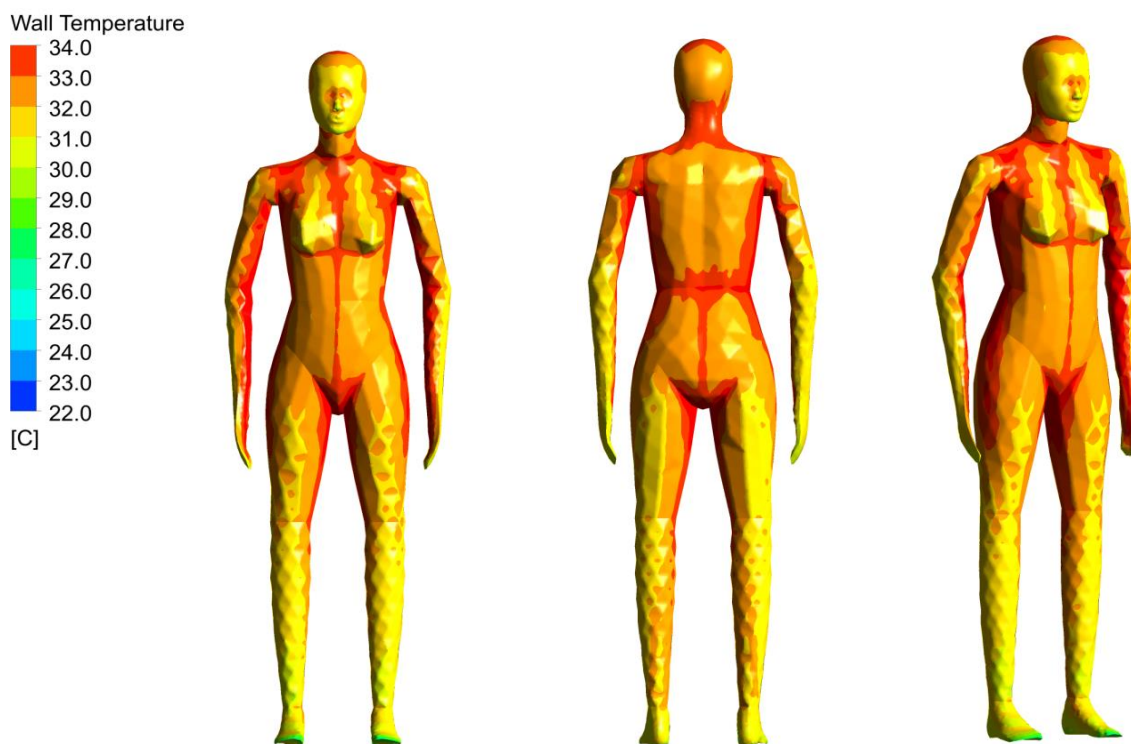


Obr. 214 Rychlostní profily v místech L3, L6, L7 a L8

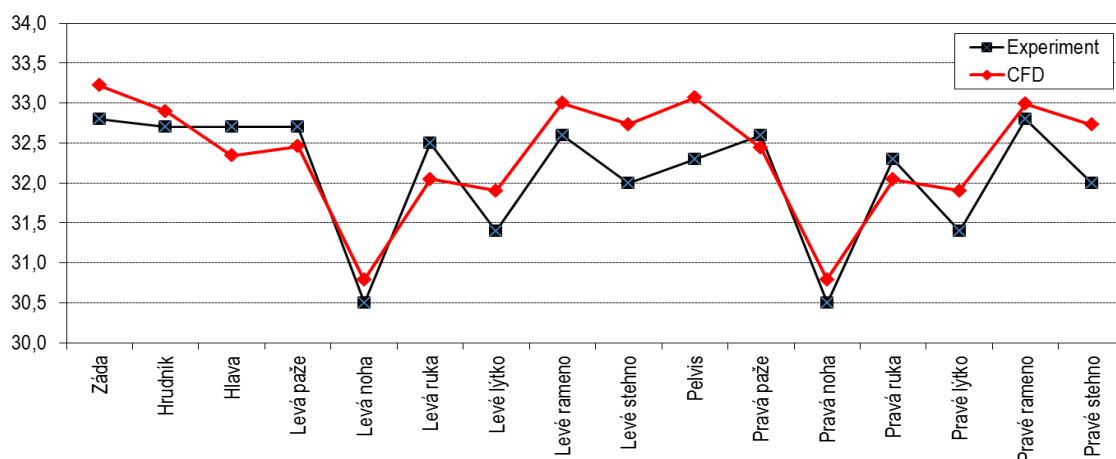
Tab. 56 RMS a MAE pro teplotu a rychlost proudění vzduchu (výsledný model člověka)

	t_a [°C]		v [m/s]			v [m/s]	
	RMS	MAE	RMS	MAE		RMS	MAE
L1	0,63119	0,36966	0,02958	0,02369	L3	0,02411	0,01967
L2	0,16127	0,11095	0,01784	0,01600	L6	0,01093	0,00797
L4	0,17686	0,11907	0,02374	0,01951	L7	0,02357	0,01720
L5	0,19441	0,14239	0,01047	0,01000	L8	0,01979	0,01246

Rozložení teplot na povrchu CSP je zobrazeno na obrázcích 215 a 216 a číselně vyjádřeno v tabulce 57 na straně 134. Nejchladnější částí těla jsou nohy s povrchovou teplotou 30,79 °C, které jsou vystaveny proudění z přírodního prvku vzduchu. Nejteplejší částí jsou záda s teplotou 33,22 °C, které jsou chladnému proudění vystaveny minimálně. Celková střední teplota těla je 32,54 °C se střední kvadratickou odchylkou 0,44 °C a střední absolutní odchylkou 0,40 °C, což je méně než 1,4 % oproti experimentu profesora Kato (2005).

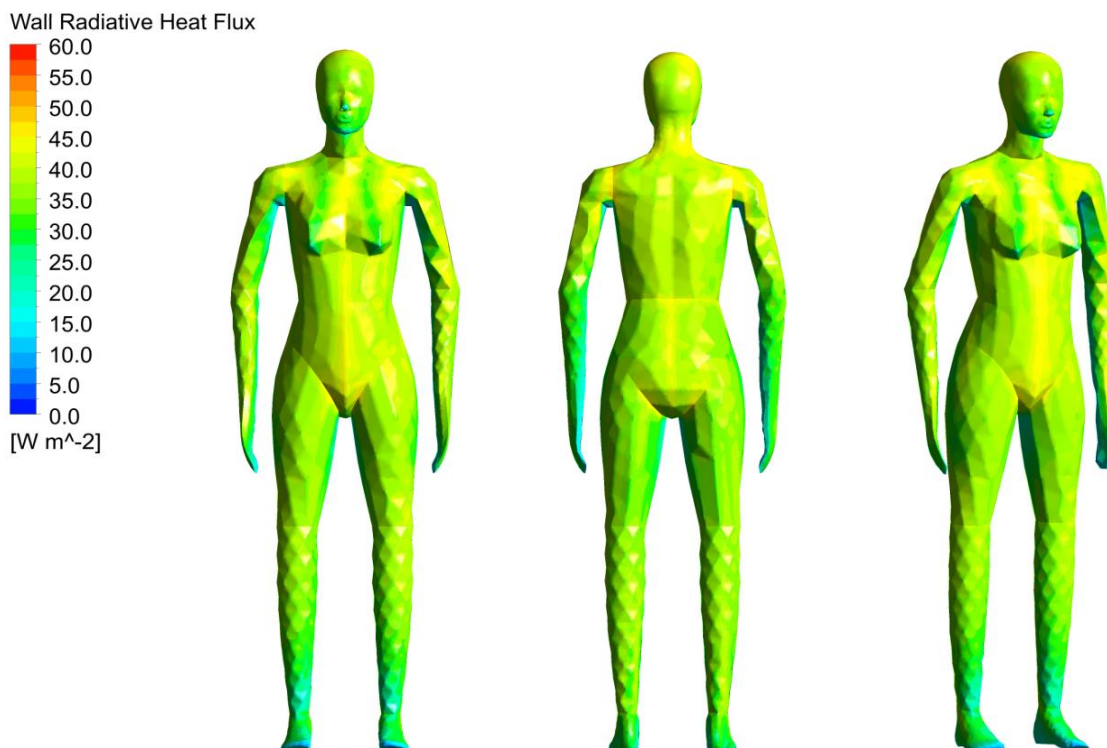


Obr. 215 Povrchová teplota CSP (výsledný model člověka)



Obr. 216 Povrchová teplota CSP – posouzení výsledného modelu a experimentu prof. Kato (2005)

Na obrázku 217 je zobrazeno rozložení tepelného toku radiací na povrchu CSP. V tabulce 58 jsou uvedeny vypočtené tepelné toky radiací a konvekce pro jednotlivé části těla CSP. Celkový tepelný výkon CSP 76 W (resp. celkový povrchový tepelný tok $51,4 \text{ W/m}^2$) byl rozdělen na celkový tepelný tok konvekce $17,22 \text{ W/m}^2$ a tepelný tok radiací $34,18 \text{ W/m}^2$. To odpovídá poměru konvekce:radiace 33,5:66,5. Poměr C:R se ale liší na jednotlivých částech těla, jak vyplývá z tabulky i obrázku, neboť tepelné toky radiací resp. konvekce nejsou na celém těle konstantní. Části těla, které jsou vystaveny chladnému proudění z přírodního prvku vzduchu (nohy a ruce), mají vyšší tepelný tok konvekce.



Obr. 217 Tepelný tok radiací pro výsledný model člověka [W/m^2]

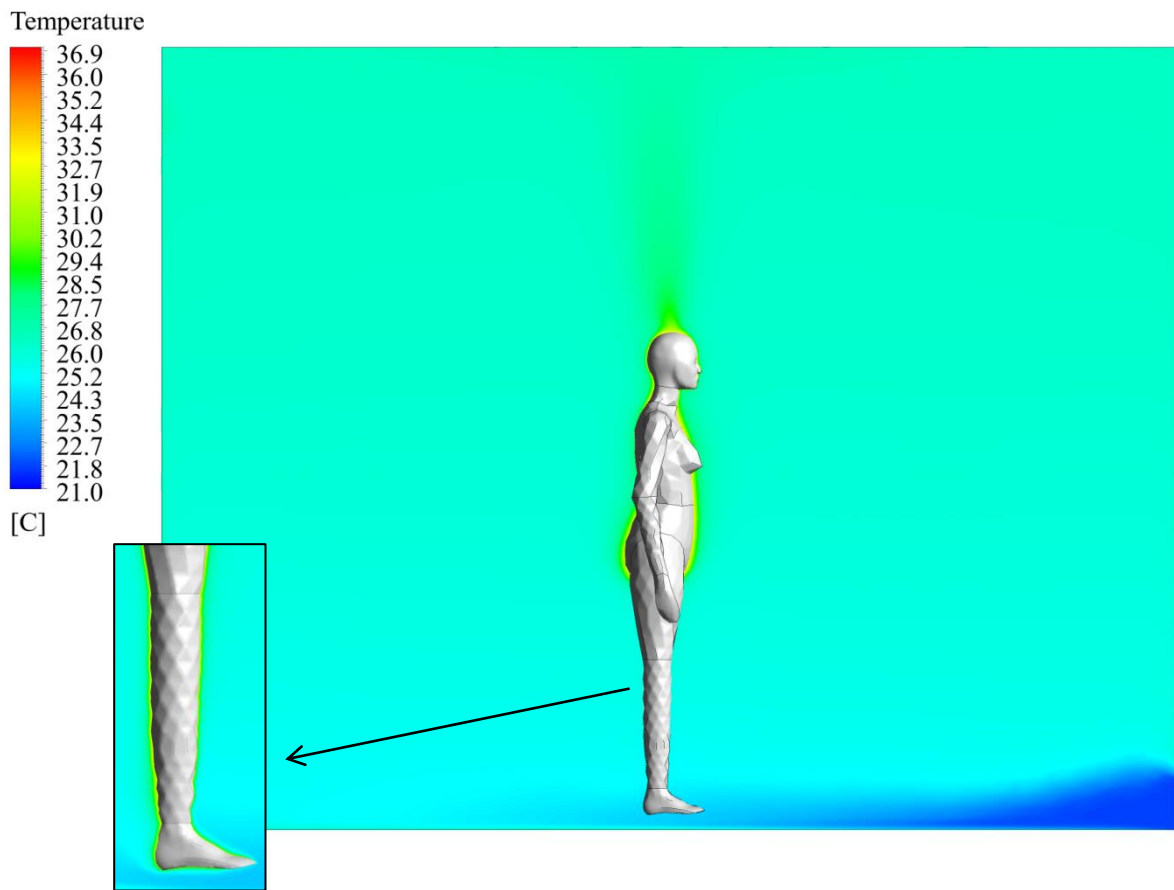
Tab. 57 Teplota povrchu těla výsledného modelu člověka [°C]

Část těla	Teplota povrchu těla [°C]		Rozdíly (CFD-Exp) [°C]
	Experiment	CFD	
Záda	32,8	33,22	0,42
Hrudník	32,7	32,90	0,20
Hlava	32,70	32,34	-0,36
Levá paže	32,70	32,46	-0,24
Levá noha	30,50	30,79	0,29
Levá ruka	32,50	32,05	-0,45
Levé lýtko	31,40	31,91	0,51
Levé rameno	32,60	33,00	0,40
Levé stehno	32,00	32,74	0,74
Pelvis	32,30	33,07	0,77
Pravá paže	32,60	32,44	-0,16
Pravá noha	30,50	30,79	0,29
Pravá ruka	32,30	32,05	-0,25
Pravé lýtko	31,40	31,90	0,50
Pravé rameno	32,80	32,99	0,19
Pravé stehno	32,00	32,73	0,73
Celkem	32,20	32,54	0,34

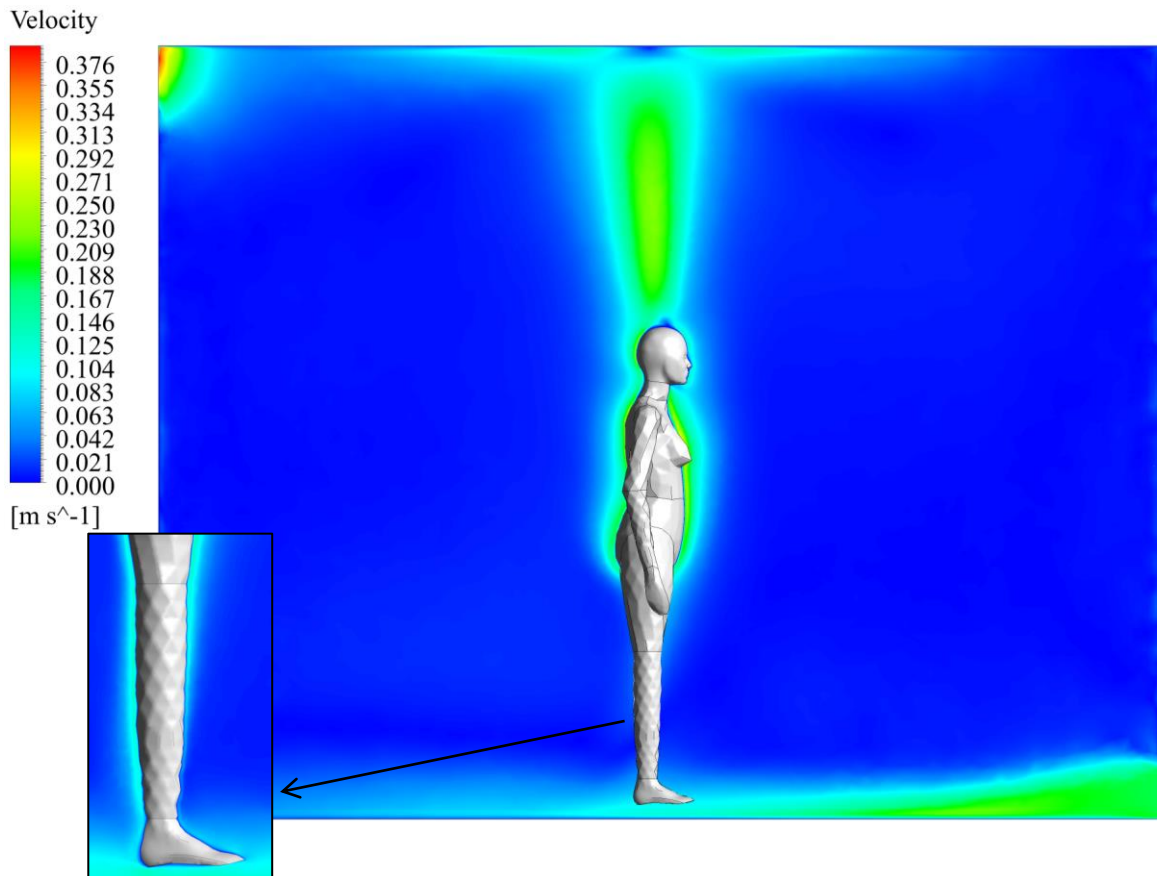
Tab. 58 Tepelný tok radiací a konvekcí výsledného modelu člověka [W/m²]

Část těla	Tepelný tok radiací [W/m ²]	Tepelný tok konvekcí [W/m ²]	C:R
Záda	37,47	13,93	72,9 : 27,1
Hrudník	36,65	14,75	71,3 : 28,7
Hlava	36,09	15,31	70,2 : 29,8
Levá paže	31,01	20,39	60,3 : 39,7
Levá noha	26,05	25,35	50,7 : 49,3
Levá ruka	27,27	24,13	53,1 : 46,9
Levé lýtko	33,53	17,87	65,2 : 34,8
Levé rameno	34,67	16,73	67,5 : 32,5
Levé stehno	33,97	17,43	66,1 : 33,9
Pelvis	37,58	13,82	73,1 : 26,9
Pravá paže	31,13	20,27	60,6 : 39,4
Pravá noha	26,11	25,29	50,8 : 49,2
Pravá ruka	27,23	24,17	53,0 : 47,0
Pravé lýtko	33,51	17,89	65,2 : 34,8
Pravé rameno	34,64	16,76	67,4 : 32,6
Pravé stehno	33,97	17,43	66,1 : 33,9
Celkem	34,18	17,22	66,5 : 33,5

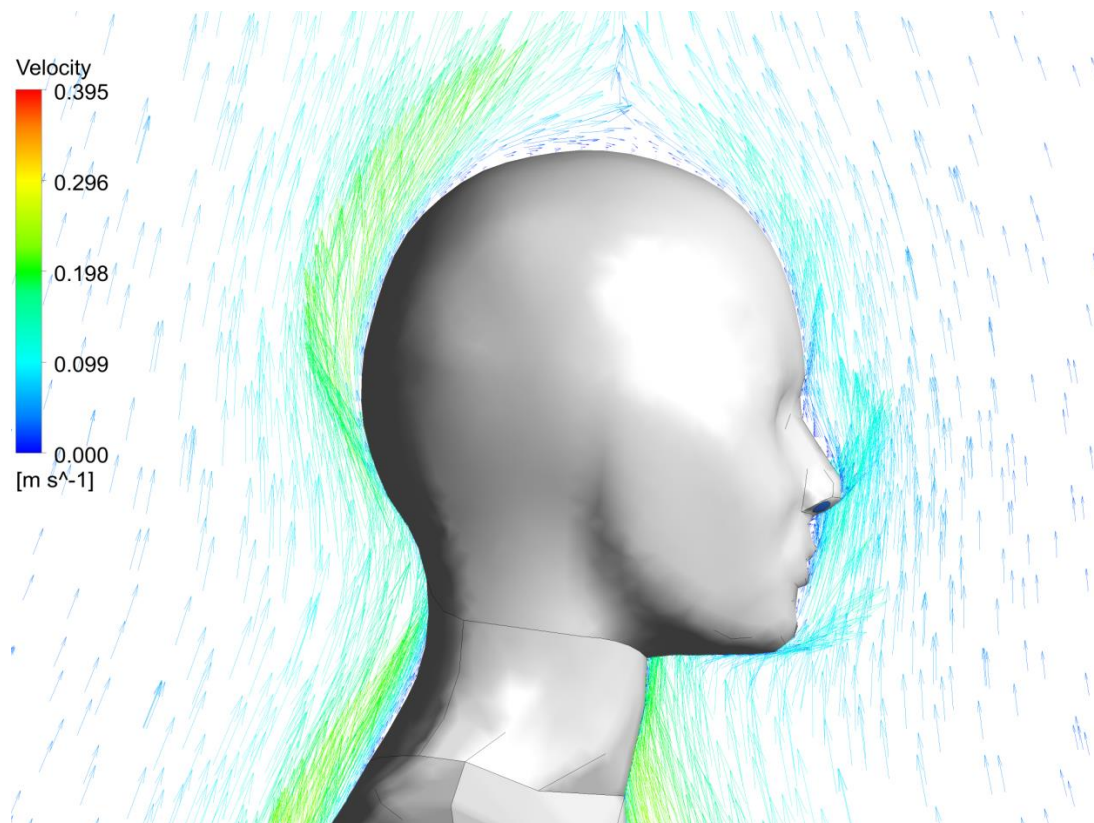
Na obrázcích 218 a 219 jsou uvedeny podélné řezy teplotního a rychlostního pole vedené prostředkem místnosti (z tohoto důvodu je k nim přidán řez nohou, aby bylo možné následně popsat konvektivní mezní vrstvu). Na obou řezech lze dobře popsat interakci člověka se svým okolím. Na obou řezech je patrné proudění vzduchu z přírodního prvku v přední stěně, jehož rychlost se vzdáleností klesá. Druhé výrazné proudění je dobře viditelné v oblasti kolem virtuálního manekýna, které je způsobeno rozdílem teplot mezi povrchem těla a teplotou vzduchu v okolí. Toto proudění se formuje v konvektivní stoupající proud nad jeho hlavou. Právě tato výsledná vztlaková síla ovlivňuje vystavení člověka tepelným i vzdušným škodlivinám, a to především při systému zaplavovacího větrání (Homma a Yakiyama, 1988; Salmanzadeh et al., 2012; Voelker et al., 2014; Zukowska et al., 2010). Chladný stoupající vzduch ze spodní části prostoru může do dýchací zóny přinášet nejen škodliviny z okolního vzduchu, ale také částice uvolňující se z lidské kůže a oblečení (Melikov, 2004b; Zhu et al., 2005). Na obrázku 220 je zobrazeno vektorové pole kolem hlavy CSP, na kterém je toto proudění dobře patrné. Je tedy zřejmé, že konvektivní mezní vrstva je důležitou součástí vnitřního prostředí, která bezprostředně ovlivňuje člověka. Na obou podélných řezech (218, 219) je konvektivní mezní vrstva dobře vidět. V oblasti nohou CSP je nejtenčí, s výškou těla se její šířka zvětšuje a zároveň narůstá rychlost proudění vzduchu. To je v souladu například s dvojicí Melikov a Zhou (1996) a Licina et al. (2014b). Konvektivní mezní vrstva ovšem bude mít jiný charakter při jiné pozici těla, nebo pokud bude člověk oblečen. Poslední obrázek této kapitoly (obr. 221) znázorňuje 3D pole proudění v celém výpočetním prostoru.



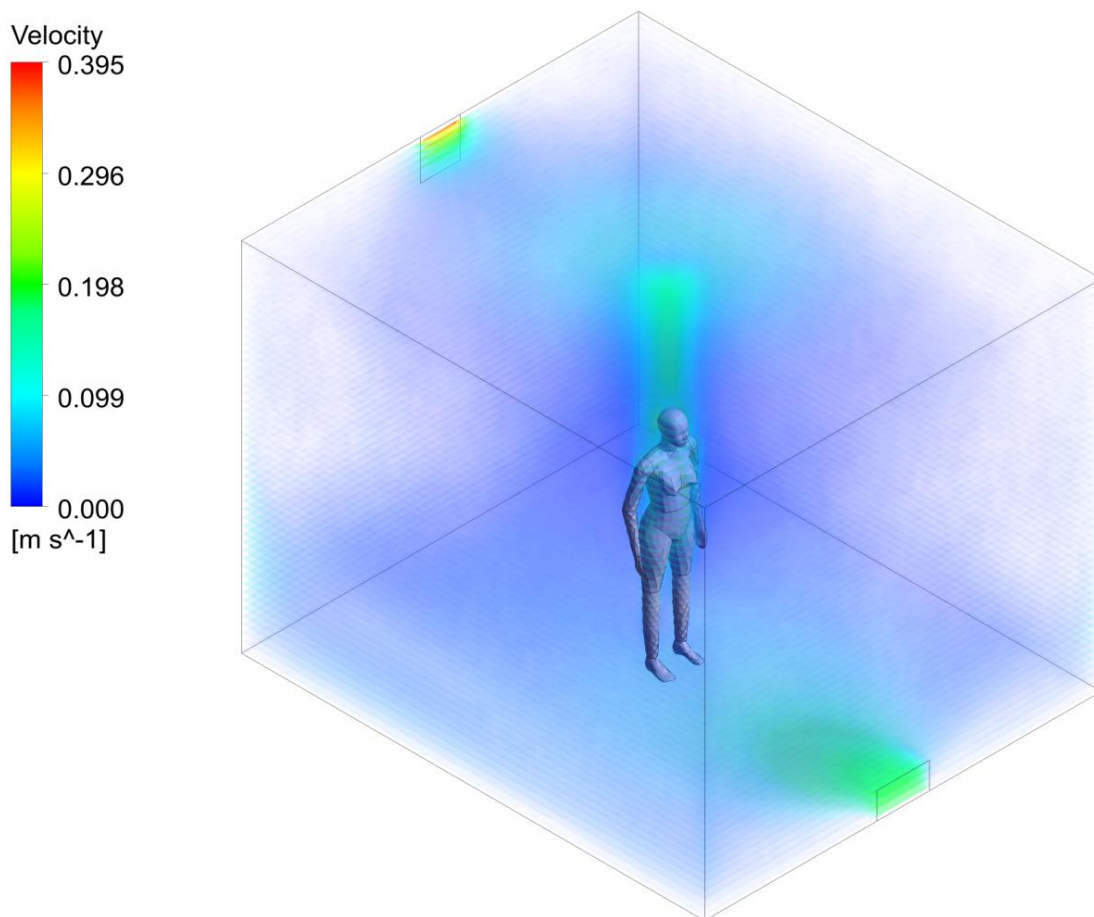
Obr. 218 Teplotní pole (výsledný model člověka)



Obr. 219 Rychlostní pole (výsledný model člověka)



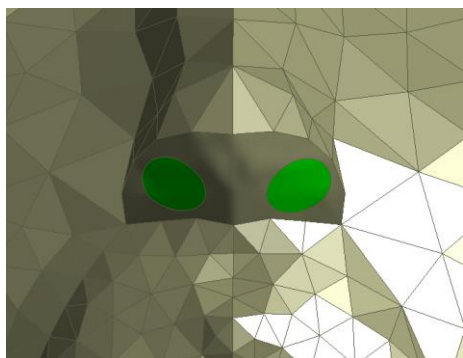
Obr. 220 Vektorové pole (výsledný model člověka) – detail hlavy



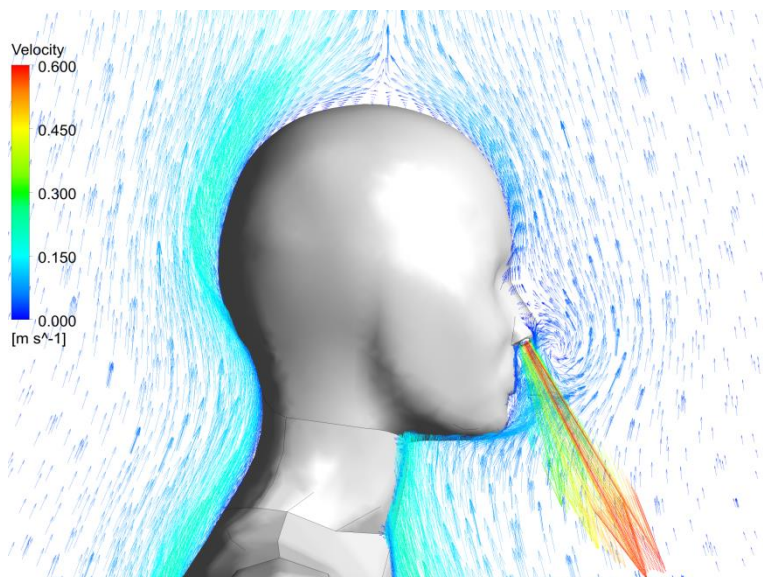
Obr. 221 Pole proudění (výsledný model člověka) – 3D pohled

8.2 Další možnosti rozšíření a uplatnění modelu

Model člověka vzniklý v této práci je možné dále rozvíjet. Jak bylo již několikrát zmíněno, člověk své okolní prostředí výrazně ovlivňuje. Jednak jako překážka proudění vzduchu, jako zdroj tepla, ale také má vliv na kvalitu vzduchu. Právě pro hodnocení kvality vzduchu ve vnitřním prostředí lze takový model použít. Doplnění modelu o dýchání vyžaduje vytvořit v geometrii dýchací otvory. V současné literatuře se vyskytují modely, které uvažují dvě nosní dírky, jednu nosní díрку nahrazující svou plochou dvě nebo otevřená ústa ve formě oválu či obdélníku. V rámci této práce je model dýchání zatím rozpracovaný. V geometrii člověka byly vytvořeny dvě nosní dírky, každá o průměru 8 mm (obr. 222) podle Melikova (2004a). Modelovat dýchací cyklus lze buď zjednodušeně ustáleným výdechem, nebo modelovat celý dýchací cyklus (kapitola 5.4.3). V první fázi byl zvolen zjednodušený výpočet, který nahrazuje dýchání konstantním výdechem. Okrajové podmínky nosní dírky byly definovány teplotou vydechovaného vzduchu 34 °C a rychlostí proudění vzduchu 0,6 m/s. Tato rychlost byla určena na základě rovnice kontinuity s celkovým objemovým průtokem vzduchu 14,4 l/s (Hyldgaard, 1994). Výsledek zjednodušeného dýchacího modelu je uveden ve formě vektorového pole kolem hlavy CSP na obrázku 223.

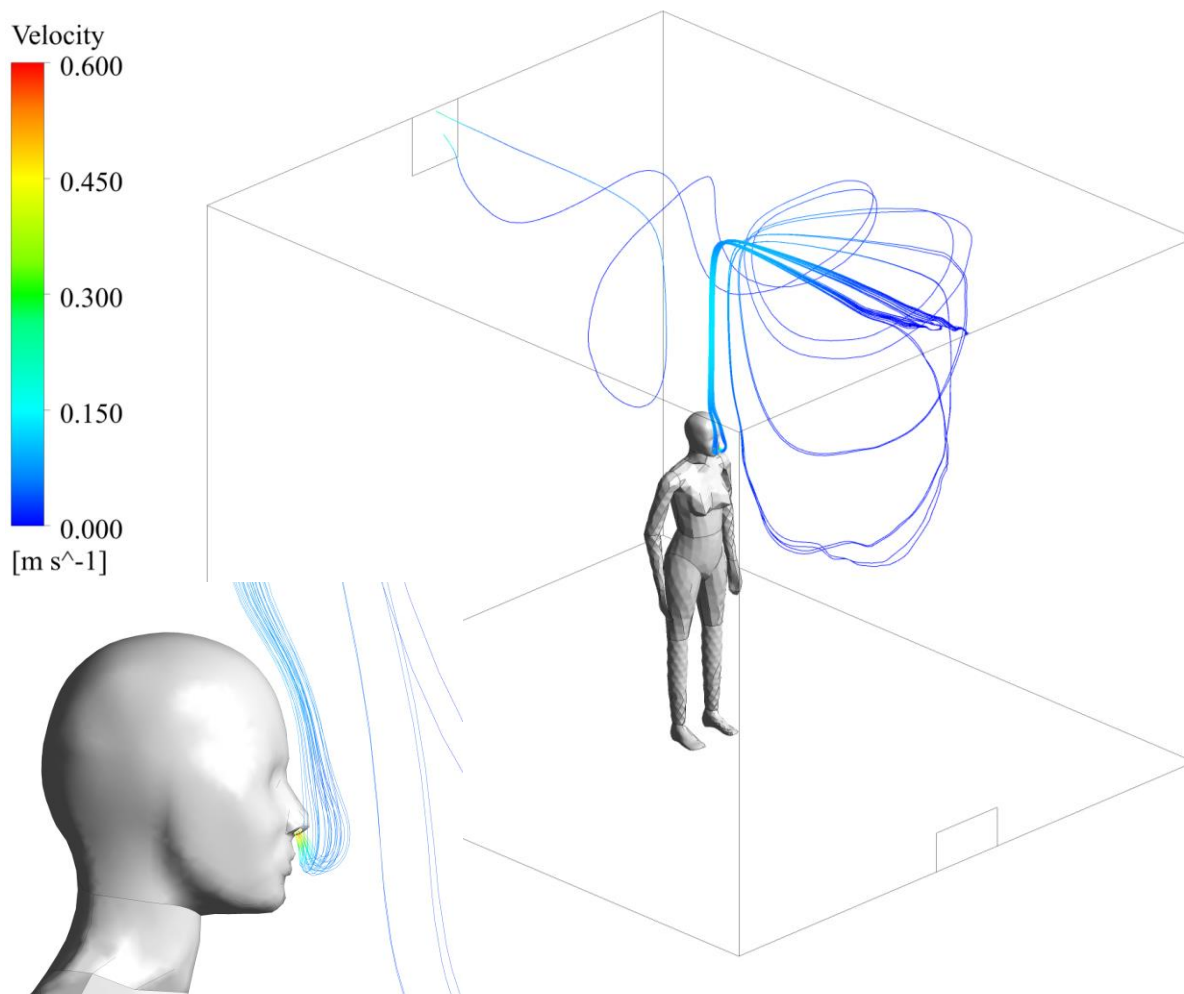


Obr. 222 Nosní dírky



Obr. 223 Vektorové pole

Prvotní výsledky ukazují, že vydechovaný proud vzduchu narušuje konvektivní mezni vrstvu člověka, ale jeho rychlost poměrně rychle klesá. Trajektorie vydechovaného vzduchu z nosních dírek na obrázku 224 naznačuje, že proud je unášen konvektivním prouděním vzhůru nad hlavu CSP, kde dochází ke směšování s okolním vzduchem a tudíž i k možné distribuci vydechovaných škodlivin dále do prostoru. Problematika šíření škodlivin je důležitá nejen pro prostory, kde se klade vysoký nárok na kvalitu vzduchu (např. nemocnice, laboratoře). Z tohoto důvodu bude v budoucnu další práce zaměřena na modelování celého dýchacího cyklu a s tím související šíření škodlivin, jako je šíření vydechovaného vzduchu (oxidu uhličitého) nebo šíření pevných částic. V této oblasti již některé studie vznikly, ale zůstává nezodpovězena celá řada otázek.



Obr. 224 Trajektorie proudění vydechovaného vzduchu

Další možností rozšíření základního modelu je implementace termoregulačního modelu. Pro běžné situace je dostačující řešit sdílení tepla pomocí podmínky definované na povrchu CSP. Nicméně pro detailní analýzu tepelného komfortu je nutné znát přesnou tepelnou výměnu člověka s prostředím, kterou poskytuje právě termoregulační model. V prostředí ANSYS Fluent je možné termoregulační model řešit pomocí uživatelsky definované funkce. To ovšem vyžaduje alespoň minimální znalost některého z programovacích jazyků, což je v tuto chvíli nad rámec této práce.

Základní model člověka, který je výsledkem této práce, poskytuje souhrn okrajových podmínek a obecných doporučení. Získané poznatky jsou vodítkem pro modelování člověka v dalších aplikacích, jako je modelování konkrétních druhů prostředí. Příkladem mohou být čisté prostory, kde je kladen vysoký důraz na kvalitu vnitřního prostředí a kvalitu vzduchu. Pomocí numerického modelu lze řešit například šíření škodlivin v nemocnicích a možnou nákazu mezi pacienty, potažmo mezi pacientem a personálem. Speciálním případem jsou potom operační sály. Další uplatnění lze nalézt při navrhování personalizovaného větrání, kdy je nutné detailně analyzovat proudění vzduchu i teplotní pole kolem hlavy člověka. Dá se ovšem předpokládat, že podobnou studii pro sestavení numerického modelu, bude třeba provést pro další geometrie člověka, než pouze pro stojící pozici, a to především pro pozici sedící. Další stupněm může být model s více osobami. V literatuře lze najít studie, které řeší například kvalitu vdechovaného vzduchu mezi dvojicí nebo trojicí osob. Přidání další geometrie člověka do modelu ovšem zvyšuje počet výpočetních buněk a tudíž zvyšuje nároky na výpočetní prostředky a čas.

9 ZÁVĚR

Předkládaná disertační práce se věnovala numerickému modelování člověka ve vnitřním prostředí. V první části práce byla popsána problematika vnitřního prostředí. Byly představeny základní složky vnitřního prostředí, vliv prostředí na člověka a stručně uvedeny některé metody hodnocení vnitřního prostředí. Následovala část zabývající se popisem interakce člověka se svým okolím. Z tohoto teoretického přehledu vyplynula důležitost celé problematiky, neboť člověk je významným elementem (nejen) ve vnitřním prostředí. Působí jako překážka proudění vzduchu, je tepelným zdrojem generující výrazné konvektivní proudění v prostoru, které ovlivňuje kvalitu vdechovaného vzduchu a v neposlední řadě je zdrojem škodlivin, jako je oxid uhličitý, prachové částice, viry a další. Právě díky konvektivnímu proudění kolem člověka mohou být tyto škodliviny dále přenášeny. Nelze ani opomenout skutečnost, že vnitřní prostředí má vliv na zdraví člověka, jeho pracovní výkonnost či tepelnou a psychickou pohodu. Celkově se tedy jedná o komplexní problematiku, která vyžaduje komplexní přístup. Jako metoda řešení interakce člověka s vnitřním prostředím byla zvolena numerická simulace prostřednictvím programu ANSYS Fluent. Na úvod této části byla stručně popsána podstata CFD modelování a přehled známých způsobů modelování člověka ve světové literatuře. Na základě tohoto přehledu vyplynuly výchozí body pro tvorbu modelu, ale zároveň také řada nejasností a otázek a nutnost ověřit model ze všech možných úhlů pohledu. V dostupných studiích se většinou autoři zaměřují pouze na část modelu, například jen na obecné proudění vzduchu nebo teplotní pole, nebo naopak řeší čistě okolí člověka. Z hlediska výpočtu většina autorů používá jen základní modely turbulence a obvykle pouze jeden model radiace. Práce, která by řešila celou problematiku komplexně, pravděpodobně zatím nevznikla. Z tohoto důvodu tato disertační práce řeší podrobně jednotlivé části výpočtu od stanovení nejvhodnějšího modelu turbulence, přes posouzení modelů radiace, po stanovení vhodného řešení sdílení tepla mezi člověkem a jeho okolím.

Důležitá část každého modelování je ověření správnosti výsledků. Proto byl model sestaven podle geometrie dostupného benchmark testu, pro který provedl profesor Kato v roce 2005 experiment. Jednalo se o místnost se zaplavovacím větráním, do jejíhož středu je umístěna stojící osoba. V tomto případě geometrie osoby představovala ženu vysokou 1,65 m a byla poskytnuta profesorem Nielsenem. V rámci experimentu profesora Kato proběhlo měření teploty vzduchu a rychlosti proudění vzduchu ve čtyřech vertikálních profilech a PIV měření rychlosti proudění vzduchu v několika profilech blízko manekýna. Na základě těchto měřených teplotních a rychlostních profilů bylo možné vznikající virtuální model validovat. Na začátku celého modelování byla (na základě ověření nezávislosti na výpočtu) stanovena výpočetní síť s celkovým počtem 5,2 milionu objemových tetrahedrálních buněk. Následovalo stanovení základních výpočetních parametrů pro vznikající model ve třech hlavních částech.

Nejdříve byla provedena analýza modelů turbulence. Byly testovány modely turbulence skupiny $k-\varepsilon$ (*Standard*, *Realizable*, *RNG*, *Low-Re Number $k-\varepsilon$*), $k-\omega$ (*Standard*, *BSL*, *SST*) a vícerovnicové modely *Transition $k-k\ell-\omega$* , *Transition SST* a *Reynolds Stress Model*. Výpočty proběhly bez stěnové funkce, tj. výpočtem přes celou mezní vrstvu. Všechny modely dosáhly podobných teplotních profilů, větší rozdíly byly v rychlostních profilech, především v blízkosti modelu člověka. Celkově nelze určit model turbulence, který by dostatečně vystihl průběhy měřených dat ve všech rychlostních a zároveň teplotních profilech. Nejlepší shody s experimentem dosáhl $k-\varepsilon$ *Realizable* a *SST $k-\omega$* . Oba tyto modely predikovaly obdobné výsledky.

Druhá část práce byla zaměřena na posouzení vlivu modelu radiace. Testovány byly modely *Surface-2-Surface* a *Discrete Ordinates* se třemi diskretizacemi $N_\theta \times N_\phi$ (2x2, 3x3, 4x4). Oba modely byly počítány s modelem turbulence *k-ε Realizable* i *SST k-ω*. Ukázalo se, že diskretizace úhlů 2x2 u modelu *Discrete Ordinates* je u této komplexní geometrie člověka nedostačující a vede k rozdělení tepelného toku na poměr konvekce:radiace 25 %:75 %. To má za následek podhodnocení povrchových teplot modelu člověka a díky menšímu teplotnímu gradientu mezi povrchem těla a okolím tudíž také nižší rychlosti proudění vzduchu v jeho okolí. Zvýšení diskretizace na 3x3 výrazně vylepšilo výsledky a ukázalo se jako dostačující. Poměr konvekce a radiace byl pro *Discrete Ordinates* 33,5:66,5 a pro *Surface-2-Surface* 36,5:63,5. V obou případech vyšla celková střední teplota povrchu modelu člověka v souladu s experimentem profesora Kato. Další zvyšování počtu úhlů $N_\theta \times N_\phi$ u modelu radiace *Discrete Ordinates* předpovídalo shodné výsledky, ale zvyšovalo výpočetní nároky a čas. Jako nejvhodnější model radiace byl vyhodnocen *Discrete Ordinates* s počtem diskretizací úhlů 3x3 v kombinaci s modelem turbulence *k-ε Realizable*.

Poslední část stanovení základních výpočetních parametrů se zabývala řešením způsobů modelování sdílení tepla. Zkoumány byly dva přístupy, a to pomocí konstantní povrchové teploty a konstantního tepelného toku na povrchu modelu člověka. Jako povrchové teploty byly zvoleny hodnoty 32,2 °C (výsledná povrchová teplota termálního manekýna při experimentu profesora Kato) a 33,7 °C (obecná hodnota pro střední teplotu těla). Obě teplotní okrajové podmínky byly počítány ve variantě s a bez radiace. Definování velikosti tepelného toku vycházelo z požadavků benchmark testu resp. experimentu na celkový tepelný výkon CSP, tj. 76 W při uvažování modelu radiace a 38 W pouze při konvekci. Třetí varianta s tepelným tokem jako okrajovou podmínkou představovala nahrazení modelu radiace rozdělením celkového tepelného výkonu člověka 76 W na dvě poloviny – jedna část byla definována na povrchu modelu člověka jako konvektivní část sdílení tepla a druhá polovina byla definována na stěnách, stropu a podlaze výpočetní domény představující radiační sdílení tepla mezi člověkem a okolím. Ukázalo se, že předpoklad benchmark testu (sdílení tepla konvekce a radiace v poměru 50:50) není optimální. Z tohoto důvodu bylo řešeno stanovení vhodného poměru mezi konvekcí a radiací v rozmezí 30:70 až 70:30. Velikost poměru C:R měla minimální vliv na oblasti dále od modelu člověka, ale velký vliv na jeho okolí. Z výsledků všech variant zkoumajících způsoby modelování sdílení tepla vyplynul výrazný vliv radiačního modelu. Případy bez modelu radiace ve všech případech výrazně podhodnotily teplotu vzduchu (o více než 2 °C). Přidání tepelného toku na okolní plochy přispělo ke zlepšení výsledků, ale stále byly mezi výpočty a experimentem profesora Kato rozdíly teplot vzduchu 0,5 až 1 °C. Stejně tak nebyly v souladu s experimentem povrchové teploty jednotlivých částí těla. Nejlepší shody s experimentem bylo (očekávatelně) dosaženo v případě s teplotou povrchu CSP 32,2 °C s radiací a s celkovým výkonem modelu člověka 76 W s radiací. Nahrazení modelu radiace povrchovým tepelným tokem na stěny výpočetní domény lze doporučit pro úlohy zaměřené na obecné proudění v prostoru a i tak je nutné počítat s větší odchylkou a také s větší teplotní stratifikací. Bylo vyhodnoceno jako vhodnější volit okrajovou podmínku tepelného toku, jehož velikost vychází z celkové předpokládané produkce tepla člověkem při určité aktivitě, pro kterou je model řešen.

Na základě jednotlivých dílčích částí byla definována optimální kombinace všech parametrů výpočtu pro výsledný model člověka při zaplavovacím větrání, který byl ověřen zmiňovaným experimentem, a to:

- model turbulence *Realizable k-ε* (bez stěnové funkce), s hodnotou $y^+ < 1$;

- model radiace *Discrete Ordinates* s diskretizací úhlů ($N_\theta \times N_\phi$) 3×3 ;
- tepelný tok na povrchu modelu člověka $51,4 \text{ W/m}^2$ (tj. tepelný výkon 76 W);
- tepelný tok na plochách komory $0,187 \text{ W/m}^2$ (tj. tepelný výkon 10 W), který kompenzuje nepřesnost v okrajové podmínce na přívodním prvku vzduchu mezi benchmark testem profesora Nielsena a experimentem profesora Kato.

Výsledný model člověka ukázal význam konvektivní mezní vrstvy, která se formuje kolem povrchu těla díky teplotnímu gradientu mezi tělem a okolním vzduchem. V oblasti nohou je tato vrstva nejtenčí s nižší rychlostí proudění vzduchu. S výškou člověka roste rozdíl teplot mezi povrchem těla a vzduchu v okolí, zvyšuje se konvektivní proudění a mezní vrstva se rozšiřuje. Výsledkem je tepelné proudění nad hlavou, které dosahuje rychlosti proudění vzduchu až $0,2 \text{ m/s}$. Díky stoupajícímu proudění kolem těla mohou být do dýchací zóny přenášeny škodliviny z úrovně podlahy nebo z povrchu těla.

Závěrem lze shrnout základní poznatky a definovat obecná doporučení pro numerické modelování člověka ve vnitřním prostředí:

- přítomnost člověka ve vnitřním prostředí výrazně ovlivňuje pole proudění;
- člověk působí jako tepelný zdroj, který v chladnějším prostředí generuje konvektivní tepelné proudění;
- při zaplavovacím větráním dochází díky konvektivnímu proudění kolem člověka k přenosu škodlivin ze spodních částí místnosti (např. z podlahy, bot, atd.) a může dojít ke zvýšení jejich koncentrací v dýchací výšce;
- pokud je cílem řešení proudění blízko těla, měla by mít geometrie modelu člověka co nejpřesnější tvar lidského těla s dostatečně jemnou výpočetní sítí u povrchu těla ($y^+ < 1$) a výpočet by měl být proveden přes celou mezní vrstvu;
- sdílení tepla je vhodné řešit na základě celkového tepelného výkonu člověka podle předpokládané aktivity ve formě tepelného toku na celou plochu těla, než konstantní povrchovou teplotou těla;
- mezi modely turbulence se nejvíce osvědčily dvourovnicové modely *k-ε Realizable* a *SST k-ω*; vícerovnicové modely nepřinesly žádné výrazné zlepšení;
- model radiace by měl být uvažován (především v úlohách řešících bezprostřední okolí člověka), neboť má velký vliv na výsledné teplotní i rychlostní pole;
- nahrazení modelu radiace okrajovou podmínkou na stěnách řešeného prostoru je dostačující pro úlohy obecného proudění, střední hodnota pro poměr konvekce a radiace z celkového tepelného výkonu je přibližně $35:65$;
- při výpočtu a sledování konvergence je vhodné kromě průměrných reziduí sledovat průběh dalších veličin v několika monitorovacích bodech.

LITERATURA

- Abe K., T. Kondoh a Y. Nagano. 1994. A new turbulence model for predicting fluid flow and heat transfer in separating and reattaching flows-I. Flow field calculations. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 37, Issue 1, s. 138-151.
- Adams W. C. 1993. *Measurement of breathing rate and volume in routinely performed daily activities*. California Environmental Protection Agency, Air Research Board.
- Ajimoto H. A., L. A. Oloyede a M. E. Ismail. 2009. Influence Of Indoor Environment On Health And Productivity. In: *New York Science Journal*, Vol. 2, Issue 4, ISSN 1554-0200.
- ANSYS Inc. 2013. *ANSYS Fluent Theory Guide*. Canonsburg, Pennsylvania, USA.
- Apte M. G., W. J. Fisk a J. M. Daisey. 2000. Indoor carbon dioxide concentrations and SBS in office workers. In: *Proceedings of Healthy Buildings 2000*, 6.-10. 8. 2000, Espoo, Finsko, Vol. 1.
- ASHRAE. 2010. *ANSI/ASHRAE Standard 55-2004, Thermal environmental conditions for human occupancy*. Atlanta, GA: American Society of Heating, Refrigerating, and Air Conditioning Engineers.
- ASHRAE. 2011. *ASHRAE Position Document on Indoor Air Quality*. Atlanta, GA: American Society of Heating, Refrigerating, and Air Conditioning Engineers.
- ASHRAE. 2013. *Handbook of Fundamentals*. Atlanta, GA: American Society of Heating, Refrigerating, and Air Conditioning Engineers.
- Baldwin P. E. J. a A. D. Maynard. 1996. A survey of wind speeds in indoor workplaces. In: *Annals of Occupational Hygiene*, Vol. 42, No. 5, s. 303-313. ISSN 1475-3162.
- Bjørn E. a P. V. Nielsen. 1996. Exposure due to interacting air flows between two persons, In: *Proceedings of Roomvent 1996*, The 5th International Conference on Air Distribution in Rooms, 17.-9. 7. 1996, Yokohama, Japonsko, s. 107-114.
- Bjørn E. a P. V. Nielsen. 1998. CFD simulation of contaminant transport between two breathing persons. In: *Proceedings of Roomvent 1998*, The 6th International Conference on Air Distribution in Rooms, 14.-17. 6. 1998, Stockholm, Švédsko, Vol. 1, s. 133-140.
- Bjørn E. a P. V. Nielsen. 2002. Dispersal of Exhaled Air and Personal Exposure in Displacement Ventilated Rooms. In: *Indoor Air*, Vol. 12, No. 3, s. 147-164. ISSN 1600-0668.
- Brohus H. 1997. *Personal exposure to contaminant sources in ventilated rooms* [PhD thesis]. Denmark: Aalborg University.
- Brohus H. a P. V. Nielsen. 1994a. Contaminant distribution around persons in rooms ventilated by displacement ventilation. In: *Proceedings of Roomvent 1994*, The 4th International Conference on Air Distribution in Rooms, 15.-17. 7. 1994, Krakow, Polsko, Vol. 1, s. 294-312.
- Brohus H. a P. V. Nielsen. 1994b. Personal exposure in ventilated rooms with concentration gradients. In: *Proceedings of Healthy Buildings 1994*, The 3rd International conference on Healthy Buildings in Mild Climate, 22.-25. 8. 1994, Budapešť, Maďarsko, Vol. 2, s. 559-564.
- Brohus H. a P. V. Nielsen. 1995. Personal exposure to contaminant sources in uniform velocity field. In: *Proceedings of Healthy Buildings 1995*, The International conference on Healthy Buildings in Mild Climate, 10.-14. 9. 1995, Milan, Italy, Vol. 3, s. 1555-1560.
- Brohus H. a P. V. Nielsen. 1996a. CFD Models of Persons Evaluated by Full-Scale Wind Channel Experiments. In: *Proceedings of Roomvent 1996*, The 5th International Conference on Air Distribution in Rooms, 17.-19. 7. 1996, Yokohama, Japonsko, s. 137-144.

- Brohus H. a P. V. Nielsen. 1996b. Personal Exposure in Displacement Ventilated Rooms. In: *Indoor Air*, Vol. 6, No. 3, s. 157-167. ISSN 1600-0668.
- Bulinska A. a Z. Bulinski. 2015. CFD analysis of different human breathing models and its influence on spatial distribution of indoor air parameters. In: *Computer Assisted Methods in Engineering and Science*, Vol. 22, s. 213-227. ISSN 2299-3649.
- Bulinska A., Z. Popiolek a Z. Bulinski. 2014. Experimentally validated CFD analysis on sampling region determination of average indoor carbon dioxide concentration in occupied space. In: *Building and Environment*, Vol. 72, s. 319-331. ISSN 0360-1323.
- CEC. 1992. *Guidelines for ventilation requirements in buildings*. Report No. 11, European Concerted Action Indoor Air Quality & Its Impact on Man. Brussels: Commission of the European Communities, Directorate General for Science, Research and Development.
- CFD Benchmarks* [online]. Aalborg University. Dostupné z: <https://www.cfd-benchmarks.com/>
- Clark R. P. a R. N. Cox. 1973. Generation of aerosols from human body. In: *Airborne Transmission and Airborne Infection*, Eds., J. F. P. Hers and K. C. Winkler, Oosthoek Publishing Co., Holland, s. 413-426.
- Clark R. P. a O. G. Edholm. 1985. *Man and his thermal environment*. Edward Arnold (Publisher) Ltd. ISBN 0-7131-4445-9.
- Clark R. P. a N. Toy. 1975. Natural convection around the human head. In: *Journal of Physiology*, Vol. 244, s. 283-293. ISSN 1469-7793.
- Clements-Croome D. J. 2008. Ventilation rates in schools. In: *Building and Environment*, Vol. 43, s. 362-367. ISSN 0360-1323.
- Croitoru C. V. 2011. Airflow and heat transfer modeling for a human body by CFD. In: *Mathematical Modelling in Civil Engineering*, Vol. 5, Issue 1/2.
- ČNI. 2006. ČSN EN ISO 7730. *Ergonomie tepelného prostředí – Analytické stanovení a interpretace tepelného komfortu pomocí výpočtu ukazatelů PMV a PPD a kritéria místního tepelného komfortu*.
- de Dear R. J., E. Arens, Z. Hui a M. Oguro. 1997. Convective and radiative heat transfer coefficients for individual human body segments. In: *International Journal of Biometeorology*, Vol. 40, No. 3, s. 141-156. ISSN 1432-1254.
- Deevy M. 2006. *CFD modelling of the benchmark displacement ventilation test case*. Health and Safety Laboratory, HSL0686.
- Deevy M. a N. Gobeau. 2006. *CFD modelling of benchmark test cases for a flow around a computer simulated person*. HSL/2006/51. Buxton, UK: Health and Safety Laboratory.
- Deevy M., Y. Sinai, P. Everitt, L. Voigt a N. Gobeau. 2008. Modeling the Effect of an Occupant on Displacement Ventilation with Computational Fluid Dynamics. In: *Energy and Buildings*, Vol. 40, s. 255-264. ISSN 0378-7788.
- DuBois D. a E. F. DuBois. 1916. A formula to estimate the approximate surface area if height and weight be known. In: *Archives of Internal Medicine*, Vol. 17, Issue 6, s. 863-871. ISSN 1538-3679.
- Duguid J. P. 1945. The size and the duration of air-carriage of respiratory droplets and droplet-nuclei. In: *Journal of Hygiene*, Vol. 54, s. 471-479.
- Dunnet S. 1994. A numerical study of the factors affecting worker exposure to contaminant. In: *Journal of Aerosol Science*, Vol. 25, s. 481-482. ISSN 0021-8502.

- Durbin P. A. 1991. Near-Wall Turbulence Closure Modeling without 'Damping Functions'. In: *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, Vol. 3, s. 1-13.
- Durbin P. A. 1995. Separated Flow Computations with the k-e- v^2 Model. In: *AIAA Journal*, Vol. 33, s. 659-664. ISSN 1533-385X.
- Dyger K., J. Russo, T. Q. Dang a H. E. Khalifa. 2009. Modeling of the Human Body to Study the Personal Micro Environment. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 115, Issue 2, s. 407-420. ISSN 0001-2505.
- Erdmann C. A. a M. G. Apte. 2004. Mucous membrane and lower respiratory building related symptoms in relation to indoor carbon dioxide concentrations in the 100-building BASE dataset. In: *Indoor Air*, Vol. 14, Issue s8, s. 127-134. ISSN 0905-6947.
- Emmerich S. J. a A. Persily. 2001. *State-of-the-art Review of CO₂ Demand Controlled Ventilation Technology and Application*. NISTIR 6729.
- EPA. 1989. *Exposure factors handbook*. EPA/600/8-89/043. Washington DC: U.S. Environmental Protection Agency, Office of Health and Environmental Assessment.
- EPA. 2001. *Healthy Buildings, Healthy People, a Vision for the 21st Century*. Washington DC: U. S. Environmental Protection Agency, Office of Health and Environmental Assessment.
- Fanger P. O. 1972. *Thermal comfort - Analysis and applications in environmental engineering*. New York, McGraw-Hill.
- Fanger P. O. 1988. Introduction of olf and decipol to quantify air pollution perceived by human indoors and outdoors. In: *Energy and Buildings*, Vol. 12, s. 1-6. ISSN 0378-7788.
- Fanger P. O., L. Banhidi, B. W. Olesen a G. Langkilde. 1980. Comfort limits for asymmetric thermal radiation. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 86, Issue 2, s. 141-156. ISSN 0001-2505.
- Federspiel C. C., W. J. Fisk, P. N. Price, G. Liu, D. Faulkner a D. L. Dibartolomeo. 2004. Worker performance and ventilation in a call centre: analyses of work performance data for registered nurses. In: *Indoor Air*, Vol. 14, Issue s8, s. 41-80. ISSN 0905-6947.
- Fiala D., K. J. Lomas a M. Stohrer. 1999. A computer model of human thermoregulation for a wide range of environmental conditions: the passive system. In: *Journal of Applied Physiology*, Vol. 87, s. 1957-1972. ISSN 1522-1601.
- Fiala D., K. J. Lomas a M. Stohrer. 2001. Computer prediction of human thermoregulatory and temperature responses to a wide range of environmental conditions. In: *International Journal of Biometeorology*, Vol. 45, s. 143-159. ISSN 1432-1254.
- Fisk W. J. 2000. Health and productivity gains from better indoor environments and her relationship with building energy efficiency. In: *Annual Reviews of Energy and the Environment*, Vol. 25, s. 537-566.
- Fisk W. J. a A. Rosenfeld. 1997. Estimates of Improved Productivity and Health from Better Indoor Environments. In: *Indoor Air*, Vol. 7, Issue 3, s. 158-172. ISSN 0905-6947.
- Fisk W. J. a O. Seppänen. 2007. Providing Better Indoor Environmental Quality Brings Economic Benefits. Paper A01. In: *Proceedings of Clima 2007*, The REHVA World Congress Clima 2007 "Well Being Indoors", 10.-14. 6. 2007, Helsinki, Finsko.
- Gagge A. P., J. A. J. Stolwijk a Y. Nishi. 1971. An effective temperature scale based on a simple model of human physiological regulatory response. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 77, s. 247-262. ISSN 0001-2505.
- Gan G. 1994. Numerical Method for a full assessment of indoor thermal comfort. In: *Indoor Air*, Vol. 4, Issue 3, s. 154-168. ISSN 0905-6947.

- Gao N. a J. Niu. 2004. CFD study on micro-environment around human body and personalized ventilation. In: *Building and Environment*, Vol. 39, s. 795-805. ISSN 0360-1323.
- Gao N. a J. Niu. 2005. CFD study of thermal environment around a human body: a review. In: *Indoor and Built Environment*, Vol. 14, Issue 1, s. 5-16. ISSN 1423-0070.
- Gao N. a J. Niu. 2006. Transient CFD simulation of the respiration process and inter-person exposure assessment. In: *Building and Environment*, Vol. 41, s. 1214-1222. ISSN 0360-1323.
- Gao N. P., H. Zhang a J. Niu. 2007. Investigating Indoor Air Quality and Thermal Comfort Using a Numerical Thermal Manikin. In: *Indoor and Built Environment*, Vol. 16, Issue 1, s. 7-17. ISSN 1423-0070.
- Gibson M. M. a B. E. Launder. 1978. Ground Effects on Pressure Fluctuations in the Atmospheric Boundary Layer. In: *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 86, s. 491-511. 1978. ISSN 0022-1120.
- Girman J. R., S. E. Womble a E. L. Ronca. 1995. Developing Baseline Information on Buildings and Indoor Air Quality (BASE '94): Part II – Environmental Pollutant Measurements and Occupant Perceptions. In: *Proceedings of Healthy Buildings 1995*, The International conference on Healthy Buildings in Mild Climate, 10.-14. 9. 1995, Milan, Italy, Vol. 3, s. 1311-1316.
- Gupta J. K., Ch. Lin a Q. Chen. 2010. Characterizing exhaled airflow from breathing and talking. In: *Indoor Air*, Vol. 20, Issue 1, s. 31-39. ISSN 0905-6947.
- Han T., L. Huang, S. Kelly, C. Huizenga a H. Zhang. 2001. Virtual Thermal Comfort Engineering. *Centre for the Built Environment*. UC Berkeley: Centre for the Built Environment. Retrieved from: <http://escholarship.org/uc/item/6t5439p9>
- Hayashi T., Y. Ishizu, S. Kato a S. Murakami. 2002. CFD analysis on characteristics of contaminated indoor air ventilation and its application in the evaluation of the effects of contaminant inhalation by a human occupant. In: *Building and Environment*, Vol. 37, s. 219-230. ISSN 0360-1323.
- He G., Yang X. a J. Srebric. 2005. Removal of contaminants released from room surfaces by displacement and mixing ventilation: modeling and validation. In: *Indoor Air*, Vol. 15, s. 367-380. ISSN 1600-0668.
- Heinsohn R. J. 1991. *Industrial ventilation: engineering principle*. New York: John Wiley & Sons. ISBN 0-471-63703-3.
- Hodgson M. J. a K. K. Kreiss. 1986. Building Associated Diseases: An Update. In: *Proceedings of Indoor Air 1986*. Atlanta, GA: American Society of Heating, Refrigerating, and Air Conditioning Engineers.
- Homma H. a M. Yakiyama. 1988. Examination of free convection around occupant's body caused by its metabolic heat. In: *ASHRAE Transaction*, Vol. 94, s. 104-124. ISSN 0001-2505.
- Höppe P. 1981. Temperatures of exhaled air under varying climatic conditions. In: *International Journal of Biometeorology*, Vol. 25, s. 127-32. ISSN 1432-1254.
- Huang D. Y. 1977. *Physical diagnostics*. China Commerce PublishingCo.
- Huizenga C., Z. Hui a E. Arens. 2001. A model of human physiology and comfort for assessing complex thermal environments. In: *Building and Environment*, s. 691-699. ISSN 0360-1323.
- Hylgaard E. C. 1994. Humans as a source of heat and air pollution. In: *Proceedings of Roomvent 1994*, The 4th International Conference on Air Distribution in Rooms, 15.-17. 7. 1994, Krakow, Polsko.

- Hyun S. a C. Kleinstreuer. 2001. Numerical simulation of mixed convection heat and mass transfer in a human inhalation test chamber. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 44, No. 12, s. 2247-2260. ISSN 0017-9310.
- Chao C. Y. H., M. P. Wan, L. Morawska, G. R. Johnson, Z. D. Ristovski, M. Hargreaves, K. Mengersen, S. Corbett, Y. Li, X. Xie a D. Katoshevski. 2009. Characterization of expiration air jets and droplet size distributions immediately at the mouth opening. In: *Aerosol Science*, Vol. 40, s. 122-133. ISSN 0021-8502.
- Chao C. Y. H., M. P. Wan a G. N. Sze To. 2008. Transport and removal of expiratory droplets in hospital ward environment. In: *Aerosol Science and Technology*, Vol. 42, Issue 5, s. 377-394. ISSN 0278-6826.
- Ito K. 2014. Integrated numerical approach of computational fluid dynamics and epidemiological model for multi-scale transmission analysis in indoor space. In: *Indoor and Built Environment*, Vol. 23, Issue 7, s. 1029-1049. ISSN 1423-0070.
- Ito K., K. Inthavong, T. Kurabuchi, T. Ueda, T. Endo, T. Omori, H. Ono, S. Kato, K. Sakai et al. 2015. CFD Benchmark Tests for Indoor Environmental Problems – Part 3: Numerical Thermal Manikins. In: *International Journal of Architectural Engineering Technology*, Vol. 2, s. 50-75. ISSN 2409-9821.
- Ivanov M. a S. Mijorski. 2017. CFD Modelling of Flow Interaction in the Breathing Zone of a Virtual Thermal Manikin. In: *Energy Procedia*, Vol. 112, s. 240-251. ISSN 1876-6102.
- Jokl M. 1991. *Teorie vnitřního prostředí budov*. Praha: ČVUT v Praze. 187 s.
- Jokl M. 2000. Evaluation of indoor air quality using the decibel concept based on carbon dioxide and TVOC. In: *Building and Environment*, Vol. 35, s. 677-697. ISSN 0360-1323.
- Jokl M. 2002. *Zdravé obytné a pracovní prostředí*. Praha: Academia. 261 s. ISBN 80-200-0928-0.
- Jokl M. 2012. Komplexní způsob hodnocení mikroklimatu budov na základě odezvy lidského organismu – část 3. Hodnocení oděrového mikroklimatu z hlediska fyziologie a psychologie člověka. In: *Topenářství instalace* [časopis]. Roč. 45, č. 6, s. 26-30. ISSN 1211-0906.
- Kang Z. J. 2002. An Occupant-coupled CFD model for local WBGT analysis in a ventilated enclosure. In: *Journal of the Human-Environment System*, Vol. 5, No. 2, s. 79-86.
- Kasahara H., S. Murakami a S. Kato. 2004. *CFD Analysis on Human Respiration with a Flu mask (Part 1), Flow Field around a Flu Mask and Respiratory Load*. Summaries of Technical Papers of Annual Meeting. Sapporo: Architectural Institute of Japan (in Japanese).
- Kato S. 1996. Numerical analysis of contaminant distribution around a human body. In: *Proceedings of Roomvent 1996*, The 5th International Conference on Air Distribution in Rooms, 17.-19. 7. 1996, Yokohama, Japonsko, s. 129-136.
- Kato S., S. Murakami a H. Kobayashi. 1992. New scales for evaluating ventilation efficiency as affected by supply and exhaust openings based on spatial distribution of contaminant. In: *Proceedings of ISRACVE*, The International Symposium on Room Air Convection and Ventilation Effectiveness, 22.-24. 7. 1992, University of Tokyo, Japonsko, s. 177-186.
- Kato S. 2005. *Benchmark test for a computer simulation person: experimental result of displacement ventilation*. Available on: <<https://www.cfd-benchmarks.com>>
- Khalifa H. E., M. I. Janos a J. F. Dannenhoffer. 2009. Experimental Investigation of Reduced-Mixing Personal Ventilation jets. In: *Building and Environment*, Vol. 44, s. 1551-1558. ISSN 0360-1323.
- Khalifa H. E., M. Janos a J. Russo. 2008. Benchmark tests for a computer simulated person with personal ventilation. Available on:

<https://www.researchgate.net/publication/265283068> Benchmark Tests for a Computer Simulated Person with Personal Ventilation

- Khalifa H. E., S. J. Prescod, J. F. Dannenhoffer III a B. Elhadidi. 2006. Computation of Occupant Exposure in an Office Cubicle. In: *Proceedings of AWMA/EPA Conference, Indoor Air Quality – Problems, Research and Solutions*, 17.-19. 7. 2006, Durham, Velká Británie.
- Kilic M. a G. Sevilgen. 2008. Modeling Airflow, Heat Transfer and Moisture Transport Around a Standing Human Body by Computational Fluid Dynamics. In: *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 35, s. 1159-1164.
- Kilic M. a G. Sevilgen. 2009. Evaluation of heat transfer characteristics in an automobile cabin with a virtual manikin during heating period. In: *Journal of Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, Vol. 56, s. 515-539. ISSN 1040-7782.
- Langtry R. B. a F. R. Menter. 2009. Correlation-Based Transition Modeling for Unstructured Parallelized Computational Fluid Dynamics Codes. In: *AIAA Journal*, Vol. 12, s. 2894-2906. ISSN 1533-385X.
- Launder B. E. 1989. Second-Moment Closure: Present... and Future? In: *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 10, Issue 4, s. 282-300. ISSN 0142-727X.
- Launder B. a B. Sharma. 1974. Application of the energy dissipation model of turbulence to the calculation of flow near a spinning disc. In: *Letters in Heat and Mass Transfer*, Vol. 1, s. 131-138.
- Launder B. E. a D. B. Spalding. 1974. The Numerical Computation of Turbulent Flows. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Energy*, Vol. 3, s. 269-289.
- Launder B. E., G. J. Reece a W. Rodi. 1975. Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure. In: *Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 68, Issue 3, s. 537-566. ISSN 0142-727X.
- Lee E., J. A. Khan, C. E. Feigley, M. R. Ahmed a J. R. Hussey. 2005. An investigation of air inlet types in mixing ventilation. In: *Building and Environment*, Vol. 42, Issue 3, s. 1089-1098. ISSN 0360-1323.
- Levin H. 1989. Sick Building Syndrome: Review and exploration of causation hypotheses and control method. In: *Proceedings of the ASHRAE/SOEH-Conference, IAQ89*, 17.-20. 4. 1989. Atlanta, GA: American Society of Heating, Refrigerating, and Air Conditioning Engineers.
- Levin H. a K. Teichman. 1991. Indoor Air Quality: Guidelines for Architects. In: *Progressive Architecture* (March).
- Lewis J. R. 1993. Operating room air distribution effectiveness. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 99, s. 1191-1200. ISSN 0001-2505.
- Li Y., X. Huang, I. T. S. Yu, T. W. Wong a H. Qian. 2005. Role of air distribution in SARS transmission during the largest nosocomial outbreak in Hong Kong. In: *Indoor Air*, Vol. 15, Issue 2, s. 83-95. ISSN 1600-0668.
- Li C. a K. Ito. 2012. Numerical analysis of convective heat and mass transfer around human body under strong wind. In: *International Journal of High-Rise Buildings*, Vol. 1, No. 2, s. 107-116. ISSN 2288-9930.
- Li C. a K. Ito. 2014. Numerical and experimental estimation of convective heat transfer coefficient of human body under strong forced convective flow. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 126, s. 107-117. ISSN 0167-6105.
- Licina D., A. K. Melikov, J. Pantelic, Ch. Sekhar a K. W. Tham. 2014a. Personal exposure to cough released droplets in quiescent environment and ventilated spaces. In: *Proceedings*

- of Roomvent 2014*, The 13th SCANVAC Conference on Air Distribution in Rooms 2014, 19.-22. 10. 2014, Sao Paolo, Brazílie, s. 174-181.
- Licina D., A. K. Melikov, J. Pantelic, C. Sekhar a K. W. Tham. 2014b. Experimental investigation of the human convective boundary layer in a quiescent indoor environment. In: *Buildings and Environment*, Vol. 75, s. 79-91. ISSN 0360-1323.
- Lipset M. J., D. J. Shusterman a R. R. Beard. 1994. Inorganic compounds of carbon, nitrogen, and oxygen. In: *Patty's Industrial Hygiene and Toxicology*. USA, New York: John Wiley and Sons.
- Liu L., P. V. Nielsen, R. L. Jensen, Ch. Xu a Y. Li. 2014. Interpersonal transport of droplet nuclei among three manikins in a full-scale test room. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 120. ISSN 0001-2505.
- Mahyuddin N., H. B. Awbi a E. A. Essah. 2015. Computational fluid dynamics modelling of the air movement in an environmental test chamber with a respiring manikin. In: *Journal of Building Performance Simulation*, Vol. 8, Issue 5, s. 359-374. ISSN 1940-1493.
- Martinho N., A. Lopes a N. Silva. 2008. CFD Modeling of Benchmark Tests for Flow around a Detailed Computer Simulated Person. In: *Proceedings of the 7th International Thermal Manikin and Modeling Meeting*, 3.-5. 9. 2008, Coimbra, Portugal.
- Maué J., D. Wahl a J. Curre. 1997. Computation of the Thermal Environment in Passengers Compartments and Evaluation of Thermal Comfort. In: *Proceedings of Comfort in the automotive industry – Recent development and achievements*, The 4th International conference, Bologna, Italy, Vol. 1, s. 147-155.
- Mazumdar S., S. B. Poussou, C. H. Lin, S. S. Isukapalli, M. W. Plesniak a Q. Y. Chen. 2011. Impact of scaling and body movement on contaminant transport in airliner cabins. In: *Atmospheric Environment*, Vol. 45, Issue 33, s. 6019-6028. ISSN 1352-2310.
- Melikov A. 2004a. Breathing thermal manikins for indoor environment assessment: Important characteristics and requirements. In: *European Journal of Applied Physiology*, Vol. 92, s. 710-713. ISSN 1439-6327.
- Melikov A. 2004b. Personalized ventilation. In: *Indoor Air*, Vol. 14 (Suppl. 7), 157-167. ISSN 1600-0668.
- Melikov A. 2015. Human body micro-environment: The benefits of controlling airflow interaction. In: *Building and Environment*, Vol. 91, s. 70-77. ISSN 0360-1323.
- Melikov A., R. Cermak a M. Mayer. 2002. Personalized ventilation: evaluation of different air terminal devices. In: *Energy and Buildings*, Vol. 34, Issue 8, s. 829-836. ISSN 0378-7788.
- Melikov A. a J. Kaczmarczyk. 2007. Measurement and prediction of indoor air quality using a breathing thermal manikin. In: *Indoor Air*, Vol. 17, Issue 1, s. 50-59. ISSN 1600-0668.
- Melikov A. K. a D. G. Markov. 2014. Novel approach for evaluation of air change rate in naturally ventilated occupied spaces based on metabolic CO₂ time variation. In: *Proceedings of Indoor Air 2014*, The 13th International Conference on Indoor Air Quality and Climate 2014, 7.-12. 7. 2014, Hong Kong.
- Melikov A. K. a G. Zhou. 1996. Air movement at the neck of the human body. In: *Proceedings of Indoor Air 1996*, The 7th International Conference on Indoor Air Quality and Climate, 21.-26. 7. 1996, Nagoya, Japonsko, Vol. 1, s. 209-214.
- Melikov A. a H. Zhou. 1999. Comparison of methods for determining equivalent temperature under well-designed conditions. In: *Proceedings of the 6th International Conference FLORENCE ATA*, Firenze, Italy.

- Mendell M. J. 1993. Non-specific symptoms in office workers: a review and summary of the epidemiologic literature. In: *Indoor Air*, Vol 3, s. 227-236. ISSN 1600-0668.
- Mendell M. J., W. J. Fisk, K. Kreiss, H. Levin, D. Alexander, W. S. Cain, J. R. Girman, C. J. Hines, P. A. Jensen, D. K. Milton, L. P. Rexroat a K. M. Wallingford. 2002. Improving the Health of Workers in Indoor Environments: Priority Research Needs for a National Occupational Research Agenda. In: *American Journal of Public Health*, Vol. 92, s. 1430-40. ISSN 1541-0048.
- Mendell M. J., A. G. Mirer, K. Cheung, M. Tong a J. Douwes. 2011. *Respiratory and Allergic Health Effects of Dampness, Mold, and Dampness-Related Agents: A Review of the Epidemiologic Evidence*. Environmental Health Perspectives.
- Menter F. R. 1994. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. In: *AIAA Journal*, Vol. 32, s. 1598-1605. ISSN 1533-385X.
- Milton D. K., P. M. Glencross a M. D. Walters. 2000. Risk of Sick Leave Associated with Outdoor Air Sus.ly Rate, Humidification, and Occupant Complaints. In: *Indoor Air*, Vol. 10, s. 212-221. ISSN 0905-6947.
- Mora R., M. J. M. English a A. K. Athieniti. 2001. Assessment of Thermal Comfort during Surgical Operations. In: *ASHRAE Transaction*, Vol. 107, s. 52-62. ISSN 0001-2505.
- Mudarri D. H. 1997. Potential correction factors for interpreting CO₂ Measurements in buildings. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 103, Issue 2, s 244-255. ISSN 0001-2505.
- Murakami S. 2002. CFD study on the micro-climate around the human body with inhalation and exhalation. In: *Proceedings of Roomvent 2002*, The 8th International Conference on Air Distribution in Rooms, 8.-11. 9. 2002, Kodaň, Dánsko, s. 23-35. ISBN 87-989117-0-8.
- Murakami S., S. Kato a J. Zeng. 1995. Development of a Computational Thermal Manikin – CFD Analysis of Thermal Environment around Human Body. In: *Proceedings of Tsinghua HVAC- '95*, Peking, Čína, Vol. 2, s. 349-354.
- Murakami S., S. Kato a J. Zeng. 1997. Flow and temperature fields around human body with various room air distribution: CFD study on computational thermal manikin – Part I. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 103, s 3-15. ISSN 0001-2505.
- Murakami S., S. Kato a J. Zeng. 1998. Numerical simulation of contaminant distribution around a modelled human body: CFD study on computational thermal manikin – Part II. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 104, Pt 2, s. 226-233. ISSN 0001-2505.
- Murakami S., S. Kato a J. Zeng. 2000. Combined simulation of airflow, radiation and moisture transport for heat release from a human body. In: *Building and Environment*, Vol. 35, s. 489-500. ISSN 0360-1323.
- Murakami S., J. Zeng a T. Hayashi. 1999. CFD analysis of wind environment around a human body. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 83, s. 393-408. ISSN 0167-6105.
- Nielsen P. V. 1974. *Flow in air conditioned rooms (model experiments and solution of the flow equation)* [PhD Thesis]. Danish Technical University, Copenhagen, Denmark.
- Nielsen P. V. 2009. Control of airborne infectious diseases in ventilated spaces. In: *Journal of The Royal Society Interface*, Vol. 6, s. 747–755. ISSN 1742-5662.
- Nielsen P. V., E. Bjorn a H. Brohus. 2002. Contaminant flow and personal exposure. In: *Heating/Piping/Air conditioning Engineering*, Vol. 74, Issue 8. ISSN 2162-2426.

- Nielsen P. V., M. Buus, F. V. Winther a M. Thilageswaran. 2008. Contaminant flow in the microenvironment between people under different ventilation conditions. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 114, pp 632-638. ISSN 0001-2505.
- Nielsen P. V., S. Murakami, S. Kato, C. Topp a J. H. Yang. 2003. *Benchmark Tests for a Computer Simulated Person*. Department of Building Technology and Structural Engineering Aalborg University, Denmark. ISSN 1395-7953 R0307.
- Nielsen P. V., I. Olmedo, M. Ruiz de Adana, P. Grzelecki a R. L. Jensen. 2012. Airborne Cross-Infection Risk between Two People Standing in Surroundings with a Vertical Temperature Gradient. In: *HVAC&R Research*, Vol. 18, s. 552-561. ISSN 1938-5587.
- Nilsson H. O. 2004. *Comfort Climate Evaluation with Thermal Manikin Methods and Computer Simulation Models*. Royal Institute of Technology, University of Gavle and The Swedish National Institute for Working Life. Arbete och Hals 2004: 2. ISBN 91-7045-703-4.
- Nilsson H. O. 2007. Thermal comfort evaluation with virtual manikin methods. In: *Building and Environment*, Vol. 42, s. 4000-4005. ISSN 0360-1323
- Nilsson H. O., H. Brohus a P. V. Nielsen. 2007a. *Benchmark test for a computer simulated person – manikin heat loss for thermal comfort evaluation*. Aalborg University Denmark a Gavle University Sweden.
- Nilsson H. O., H. Brohus a P. V. Nielsen. 2007b. CFD Modeling of Thermal Manikin Heat Loss in a Comfort Evaluation Benchmark Test. In: *Proceedings of Roomvent 2007*, The 10th International Conference on Air Distribution in Buildings, 13.-15. 6. 2007, Helsinki, Finland. ISBN 978-952-99905-2-8.
- Nilsson H. O. a I. Holmér. 2003. Comfort climate evaluation with thermal manikin methods and computer simulation models. In: *Indoor Air*, Vol. 13, s. 28-37. ISSN 1600-0668.
- Ning M., S. Mengjie, Ch. Mingyin, P. Dongmei a D. Shiming. 2016. CFD modelling of air flow field, mean age of air and CO₂ distributions inside a bedroom with different heights of conditioned air supply outlet. In: *Applied Energy*, Vol. 164, s. 906-915. ISSN 0306-2619.
- Niwa K., S. Murakami, S. Kato, Y. Kondo a N. Kitamura. 1996. Numerical analysis of flow and temperature field with local air conditioning by supply jets from the seats in hall. In: *Proceedings of Roomvent 1996*, The 5th International Conference on Air Distribution in Rooms, 17.-19. 7. 1996, Yokohama, Japonsko, s. 307-314.
- Oliveira A. V. M., A. R. Gaspar a D. A. Quintela. 2006. Convective Heat Transfer from a Clothed Manikin. In: *Proceedings of Windsor Conference: Comfort and Energy Use in Buildings: Getting Them Right*, International Conference, Windsor Great Park, Velká Británie.
- Olmedo I., P. V. Nielsen, M. Ruiz de Adana, R. L. Jensen a P. Grzelecki. 2012. Distribution of exhaled contaminants and personal exposure in a room using three different air distribution strategies. In: *Indoor Air*, Vol. 22, s. 64-76. ISSN 1600-0668.
- Orosa J. A. a A. C. Oliveira. 2012. *Passive Methods as a Solution for Improving Indoor Environments*. London: Springer-Verlag London Limited.
- Persily A. K. 1996. The relationship Between Indoor Air Quality and Carbon Dioxide. In: *Proceedings of Indoor Air 1996*, The 7th International Conference on Indoor Air Quality and Climate, 21.-26. 7. 1996, Nagoya, Japonsko.
- Persily A. K. 1997. Evaluating building IAQ and ventilation with indoor carbon dioxide. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 103, Issue 2, s. 193-204. ISSN 0001-2505.
- Qian H., Li Y., Nielsen P. V., Hyldgaard C. E., Wong T. W. a A. T. Y. Chwang. 2006. Dispersion of exhaled droplet nuclei in a two-bed hospital ward with three different ventilation systems. In: *Indoor Air*, Vol. 16, Issue 2, s. 111-128. ISSN 1600-0668.

- Riley R. L. a F. O'Grady. 1961. *Airborne Infection – Transmission and Control*. New York, The MacMillan Company.
- Riley E. C., G. Murphy a R. L. Riley. 1978. Airborne spread of measles in a suburban elementary school. In: *American Journal of Epidemiology*, Vol. 107, s. 421-432. ISSN 0002-9262.
- Rim D. a A. Novoselac. 2009. Transport of particulate and gaseous pollutants in the vicinity of a human body. In: *Building and Environment*, Vol. 44, Issue 9, s. 1840-1849. ISSN 0360-1323.
- Robinson J. a W. C. Nelson. 1995. *The National Human Activity Pattern Survey Data Base*. NC, Research Triangle Park: Environmental Protection Agency (EPA).
- Russo J. a H. E. Khalifa. 2011. Computational study of breathing methods for inhalation exposure. In: *HVAC&R Research*, Vol. 17, Issue 4, s. 419-431. ISSN 1938-5587.
- Ružic D. A. a S. M. Bikic. 2014. An approach to the modelling of a virtual thermal manikin. In: *Thermal Science*, Vol. 18, Issue 4, s. 1413-1423. ISSN 2334-7163.
- Salmanzadeh M., G. H. Zahedi, G. Ahmadi, D. R. Marr a M. Glauser. 2012. Computational modelling of effects of thermal plume adjacent to the body on the indoor airflow and particle transport. In: *Journal of Aerosol Science*, Vol. 53, s. 29-39. ISSN 0021-8502.
- Satish U., M. J. Mendell, K. Shekhar, T. Hotchi, D. Sullivan, S. Streufert a W. J. Fisk. 2012. *Is CO₂ an Indoor Pollutant? Direct Effects of Low-to-moderate CO₂ Concentrations on Human Decision-Making Performance*. National Institute of Environmental Health Sciences.
- Seo J., J. Park a Y. Choi. 2013. Numerical study on human model shape and grid dependency for indoor thermal comfort evaluation. In: *Journal of Mechanical Science and Technology*. Vol. 27, s. 397-405. ISSN 1976-3824.
- Seppänen O., W. Fisk a M. J. Mendell. 1999. Association of Ventilation Rates and CO₂-Concentrations with Health and other Responses in Commercial and Institutional Buildings. In: *Indoor Air*, Vol. 9, s. 226-252. ISSN 1600-0668.
- Shendell D. G., W. J. Fisk, M. G. Apte, D. Faulkner, R. Prill a D. Blake. Associations between Classroom CO₂ Concentrations and Student Attendance in Washington and Idaho. In: *Indoor Air*, Vol. 14, Issue 5, s. 333-341. ISSN 1600-0668.
- Shih T., W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, a J. Zhu. 1995. A new k-ε eddy viscosity model for high number turbulent flows. In: *Computer & Fluids*, Vol. 24, s. 227-238. ISSN 0045-7930.
- Sideroff C. N. a T. Q. Dang. 2005. CFD analysis of the flow around a computer simulated person in a displacement ventilated room. In: *Proceedings of ASHRAE summer meeting*, Denver, CO.
- Sideroff C. N. a T. Q. Dang. 2008. Verification and validation of CFD for the personal micro-environment. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 114, Issue 2, s. 45-56. ISSN 0001-2505.
- Silva M. C. G. a J. A. Coelho. 2002. Convection coefficients for the human body parts determined with a thermal mannequin. In: *Proceedings of Roomvent 2002*, The 8th International Conference on Air Distribution in Rooms, 8.-11. 9. 2002, Kodaň, Dánsko, Vol. 1, s. 277-280. ISBN 87-989117-0-8.
- Sorensen D. N. 2002. Radiation between segments of the seated human body. In: *Proceedings of Roomvent 2002*, The 8th International Conference on Air Distribution in Rooms, 8.-11. 9. 2002, Kodaň, Dánsko, s. 317-320. ISBN 87-989117-0-8.
- Sorensen D. N. a L. K. Voigt. 2003. Modeling Flow and Heat Transfer around a Seated Human Body by Computational Fluid Dynamics. In: *Building and Environment*, Vol. 38, s. 753-762. ISSN 0360-1323.

- Srebric J., V. Vukovic, G. He a X. Yang. 2008. CFD boundary conditions for contaminant dispersion, heat transfer and airflow simulations around human occupants in indoor environments. In: *Building and Environment*, Vol. 43, s. 294-303. ISSN 0360-1323.
- Stolwijk J. A. J. a J. D. Hardy. 1966. Temperature regulation in man – a theoretical study. In: *Pflugers Arch Gesamte Physiol Menschen Tiere*, Vol. 291, s. 129-162.
- Šťávová P, A. K. Melikov, J. Sundell a K. G. Naydenov. 2006. A new approach for ventilation measurement in homes based on CO₂ produced by people-laboratory study. In: *Proceedings of AIVC*, The 17th Air-Conditioning and Ventilation Conference, 17.-19. 5. 2006, Praha, Česká Republika.
- Taghinia J. H., M. M. Rahman a X. Lu. 2018. Effects of different CFD modeling approaches and simplification of shape on prediction of flow field around manikin. In: *Energy and Buildings*, Vol. 170, s. 47-60. ISSN 0378-7788.
- Tanabe S., E. E. A. Arens, F. S. Bauman, H. Zhang a T. L. Madsen. 1994. Evaluating Thermal Environments by Using a Thermal Manikin with Controlled Skin Surface Temperature. In: *ASHRAE Transactions*, Part 1. Vol. 100, s. 39-48. ISSN 0001-2505.
- Tanabe S., K. Kimura a U. Inoue. 1989. Proposal of evaluation method with thermal manikin. In: *Proceedings of Annual Meeting of Architecture Institute of Japan*, Vol. 1, s. 875-876.
- Tanabe S., K. Kobayashi, J. Nakano, Y. Ozeki a M. Konishi. 2002. Evaluation of Thermal Comfort Using Combined Multi-Node Thermoregulation (65MN) and Radiation Models and Computational Fluid Dynamics (CFD). In: *Energy and Buildings*, Vol. 34, Issue 6, s. 637-646. ISSN 0378-7788.
- Tjelflaat P. O. a R. Knott. 1996. A simulation model for thermal comfort of a person in a large enclosure. In: *Proceedings of Indoor Air 1996*, The 7th International Conference on Indoor Air Quality and Climate, 21.-26. 7. 1996, Nagoya, Japonsko, s. 1015-1020.
- Topp C. 2002. Influence of geometry of a computer simulated person on contaminant distribution and personal exposure. In: *Proceedings of Roomvent 2002*, The 8th International Conference on Air Distribution in Rooms, 8.-11. 9. 2002, Kodaň, Dánsko, Vol. 1, s. 265-268. ISBN 87-989117-0-8.
- Topp C., P. V. Nielsen a D. N. Sørensen. 2002. Application of Computer-Simulated Persons in Indoor Environmental Modeling. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 108, Pt. 2, s. 1084-1089. ISSN 0001-2505.
- Turiel I. a J. Rudy. 1980. *Occupant-generated CO₂ as an indicator of ventilation rate*. Lawrence Berkeley Laboratory, University of California.
- ÚNMZ. 2010. ČSN EN 13779. *Větrání nebytových budov – Základní požadavky na větrací a klimatizační systémy*.
- ÚNMZ. 2011. ČSN EN 15251. *Vstupní parametry vnitřního prostředí pro návrh a posouzení energetické náročnosti budov s ohledem na kvalitu vnitřního vzduchu, tepelného prostředí, osvětlení a akustiky*.
- Villi G. a M. De Carli. 2014. Detailing the effects of geometry approximation and grid simplification on the capability of a CFD model to address the benchmark test case for flow around a computer simulated person. In: *Building simulation*, Vol. 7, s. 33-35. ISSN 1996-8744.
- Voelker C. a O. Kornadt. 2011. Human body's micro-climate: measurement and simulation for the coupling of CFD with a human thermoregulation model. In: *Proceedings of Building Simulations 2011*, The 12th Conference of International Building Performance Simulation Association, 14.-16. 11. 2011, Sydney, Austrálie, s. 2048-2054.

- Voelker C., S. Maempel a O. Kornadt. 2014. Measuring the human body's microclimate using a thermal manikin. In: *Indoor Air*, Vol. 24, s. 567-579. ISSN1600-0668.
- Voigt L. K. 2001. *Navier-Stokes simulations of airflow in rooms and around a human body* [PhD thesis]. International Centre for Indoor Environment and Energy (ICIE), Department of Energy Engineering, Technical University of Denmark (DTU).
- Vyhláška č. 20/2012 Sb., kterou se mění vyhláška č. 268/2009 Sb., o technických požadavcích na stavby.
- Walters D. K. a D. Cokljat. 2008. Three-Equation Eddy-Viscosity Model for Reynolds-Averaged Navier-Stokes Simulations of Transitional Flow. In: *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 130, Issue 12. ISSN 1528-901X.
- Wargocki P., J. Andersson, A. Boestra, D. Clements-Crome, K. Fitzner, S. O. Hanssen a O. Seppänen. 2006. *Indoor Climate and Productivity in Offices: how to Integrate Productivity in Life-Cycle Analysis of Building Services*. Denmark: REHVA. ISBN 2960046854.
- Wargocki P., L. Lagercrantz, T. Witterseh, J. Sundell, D. P. Wyon a P. O. Fanger. 2002. Subjective Perceptions, Symptom Intensity, and Performance: a Comparison of Two Independent Studies, both Changing Similarly the Pollution Load in an Office. In: *Indoor Air*, Vol. 12, Issue 2, s. 74-80. ISSN 1600-0668.
- Wargocki P., D. P. Wyon, J. Sundell, G. Clausen a P. O. Fanger. 2000. The Effects of Outdoor Air Supply Rate in an Office on Perceived Air Quality, Sick Building Syndrome (SBS) Symptoms and Productivity. In: *Indoor Air*, Vol. 10, s. 222-236. ISSN 0905-6947.
- Wells W. F. 1934. On air-borne infection study: II – droplets and droplet nuclei. In: *American Journal of Epidemiology*, Vol. 20, Issue 3, s. 611-618. ISSN 1476-6256.
- Wells W. F. 1955. *Airborne Contagion and Air Hygiene: an Ecological Study of Droplet Infection*. Cambridge, MA, Harvard University Press.
- WHO. 2009. *WHO Guidelines for Indoor Air Quality – Dampness and Mold*. World Health Organisation.
- Wilcox D. C. 1998. *Turbulence Modelling for CFD*. DCW Industries, Inc., California, USA.
- Womble S. E., J. R. Girman a E. L. Ronca. 1995. Developing Baseline Information on Buildings and Indoor Air Quality (BASE '94): Part I – Study Design, Building Selection, and Building Description. In: *Proceedings of Healthy Buildings 1995*, The International conference on Healthy Buildings in Mild Climate, 10.-14. 9. 1995, Miláno, Itálie, Vol. 3, s. 1305-1310.
- Wu T., A. D. Clark, G. L. Mitchell, Ch.-H. Lin a R. H. Horstman. 2012. Application of CFD predictions to quantify thermal comfort for indoor environment. In: *Proceedings of COBEE 2012*, The Second International Conference on Building Energy and Environment, 1.-4. 8. 2012, Boulder, Colorado, USA, s. 347-354.
- Yakhot V. a S. A. Orszag. 1986. Renormalization group analysis of turbulence. In: *Journal of Scientific Computing*, Vol. 1, s. 3-51.
- Yan W., X. Yang a M. Shan. 2008. How to simplify computer simulated persons (CSPs) for modeling personal microenvironments: comparison and case studies. In: *ASHRAE Transactions*, Vol. 115, s. 473-483. ISSN 0001-2505.
- Yan W., Y. Zhang, Y. Sun a D. Li. 2009. Experimental and CFD study of unsteady airborne pollutant transport within an aircraft cabin mock-up. In: *Building and Environment*, Vol. 44, s. 34-43. ISSN 0360-1323.
- Yang J. H., S. Kato, T. Hayashi a S. Murakami. 2002. Measurement of local convective heat transfer coefficients of the human body in outdoor and indoor environments. In: *Proceedings*

- of Roomvent 2002*, The 8th International Conference on Air Distribution in Rooms, 8.-11. 9. 2002, Kodaň, Dánsko, Vol. 1, s. 281-284. ISBN 87-989117-0-8.
- Yang T., P. C. Cropper, M. J. Cook, R. Yousaf a D. Fiala. 2007. A new simulation system to predict human-environment thermal interactions in naturally ventilated buildings [Paper ID-424]. In: *Proceedings of Building Simulations 2007*, The 10th International Conference on Building Simulation, 3.-6. 9. 2007, Tsinghua University, Peking, Čína, s. 751-756.
- Yang Z. a T. H. Shih. 1993. New time scale based k- ϵ model for near-wall turbulence. In: *AIAA Journal*, Vol. 31, Issue.7, s. 1191-1198. ISSN 1533-385X.
- Zelenský P., M. Barták a J. L. M. Hensen. 2012. Model sedící osoby jako zdroje tepla ve vnitřním prostředí. In: *Vytápění, Větrání, Instalace*, Vol. 5, pp 228-232. ISSN 1210-1389.
- Zhang Z., X. Chen, S. Mazumdar, T. Zhang a Q. Che. 2007. Experimental and numerical investigation of airflow and contaminant transport in an airliner cabin mock-up. In: *Proceedings of Roomvent 2007*, 13.-15. 6. 2007, Helsinky, Finsko. ISBN 978-952-99905-2-8.
- Zhu S., Z. D. Bolashikov a A. K. Melikov. 2008. Examination on performance of headset incorporated PV unit using CFD method [Paper ID 1018]. In: *Proceedings of Indoor Air 2008*, The 11th International Conference on Indoor Air Quality and Climate 2008, 17.-22. 8. 2008, Kodaň, Dánsko.
- Zhu S., S. Kato, S. Murakami a T. Hayashi. 2005. Study on inhalation region by means of CFD analysis and experiment. In: *Building and Environment*, Vol. 40, s. 1329-1336. ISSN 0360-1323.
- Zukowska D., Z. Popiolek a A. K. Melikov. 2007. Impact of personal factors and furniture arrangement on the thermal plume above a human body. In: *Proceedings of Roomvent 2007*, The 10th International Conference on Air Distribution in Buildings, Helsinky, 13.-15. 6. 2007, Finsko, s. 137-144. ISBN 978-952-99905-2-8.
- Zukowska D., Z. Popiolek a A. K. Melikov. 2010. Determination of integral characteristics of an asymmetrical thermal plume from air speed/velocity and temperature measurements. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 4, s. 1205-1216. ISSN 0894-1777.

SEZNAM SYMBOLŮ

a	teplotní vodivost	$[\text{m}^2/\text{s}]$
A_r	Archimédovo číslo	$[-]$
A_D	plocha těla	$[\text{m}^2]$
A_{eff}	efektivní plocha těla	$[\text{m}^2]$
c_e	koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu	
c_f	koncentrace škodlivin v úrovni podlahy	
c_i	koncentrace škodlivin ve vdechovaném vzduchu s PV	
c_{OC}	střední koncentrace škodlivin v obytné zóně	
c_{out}	koncentrace škodlivin ve venkovním vzduchu	
c_p	koncentrace škodlivin ve výšce dýchací zóny	
c_R	koncentrace v odváděném vzduchu	
c_s	koncentrace škodlivin v přívodním vzduchu	
C	tepelná výměna prouděním (konvekci)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
C_{resp}	tepelná ztráta dýcháním (citelná)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
E_{diff}	tepelná ztráta difuzí vodní páry pokožkou	$[\text{W}/\text{m}^2]$
E_{resp}	tepelná ztráta dýcháním (latentní)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
E_{rsw}	tepelná ztráta pocením (evaporací)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
f_{cl}	povrchový faktor oděvu (poměr oblečené a celé plochy těla)	$[-]$
f_{eff}	efektivní radiační faktor	$[-]$
g	gravitační zrychlení	$[\text{m}/\text{s}^2]$
Gr	Grashofovo číslo	$[-]$
H	výška člověka	$[\text{m}]$
h_c	součinitel přestupu tepla konvekci	$[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$
h_r	součinitel přestupu tepla radiací	$[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$
k	turbulentní kinetická energie	$[\text{m}^2/\text{s}^2]$
K	tepelná výměna vedením (kondukcí)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
L	charakteristický rozměr	$[\text{m}]$
L_{odor}	hladina odérů	$[\text{deciodor}]$
M	hodnota metabolismu (energetický výdej)	$[\text{W}/\text{m}^2]$
Nu	Nusseltovo číslo	$[-]$
N_θ, N_ϕ	počet kontrolovaných úhlů	$[-]$
p	tlak	$[\text{Pa}]$
Pr	Prandtlovo číslo	$[-]$
Q_b	průtok vzduchu při dýchání	$[\text{l}/\text{s}]$
Q_r	tepelná ztráta radiací	$[\text{W}]$
q_c	tepelný tok konvekci	$[\text{W}/\text{m}^2]$
q_r	tepelný tok radiací	$[\text{W}/\text{m}^2]$

R	tepelná výměna sáláním (radiací)	[W/m ²]
Ra	Rayleighovo číslo	[-]
Re	Reynoldsovo číslo	[-]
RQ	respirační kvocient	[-]
S	ploch	[m ²]
ΔS	akumulace tepla	[W/m ²]
t_a	teplota vzduchu	[°C]
t_r	střední radiační teplota okolí	[°C]
t_s	teplota povrchu	[°C]
T_r	absolutní střední radiační teplota	[K]
T_s	absolutní teplota	[K]
TI	intenzita turbulence	[%]
u, v, w	složky rychlosti	
u^*	třecí rychlost	[m/s]
V_{CO_2}	produkce CO ₂ dýcháním	[l/s]
V_{O_2}	spotřeba kyslíku	[l/s]
W	váha člověka	[kg]
W'	mechanická práce	[W/m ²]
y^+	bezrozměrná vzdálenost od stěny	[-]

Řecké znaky

α	tepelná vodivost	[W/(m.K)]
β	součinitel teplotní objemové roztažnosti	[K ⁻¹]
ε	rychlost disipace turbulentní energie	[m ² /s ³]
ε_i	emisivita povrchu i	[-]
ε_{oc}	efektivita větrání	[-]
ε_e	index osobní expozice	[-]
ε_p	efektivita personalizovaného větrání	[-]
η	dynamická viskozita	[Pa.s]
η_e	efektivita "strhávání" (effective entrainment ration)	[-]
η_{per}	index redukce expozice škodlivin (pollutant exposure reduction index)	[-]
λ	tepelná vodivost	[W/(m.K)]
ν	kinematická viskozita	[m ² /s]
ρ	hustota	[kg/m ³]
σ	Stefan-Boltzmannova konstanta	[W/(m ² .K ⁴)]
τ_w	vazké napětí na stěně	[Pa]
φ_{12}	poměr osálání mezi povrchy	[-]
ω	specifická rychlost disipace	[s ⁻¹]

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1 Průměrné podíly jednotlivých složek na stavu interního mikroklimatu (hodnoty převzaty z Jokl (2002))	11
Obr. 2 Stupnice oděrových hladin koncentrací CO ₂ (Jokl, 2012)	18
Obr. 3 CO ₂ produkce a spotřeba O ₂ jako funkce fyzické aktivity (Persily, 1997)	24
Obr. 4 Teplota vydechaného vzduchu jako funkce teploty okolí (Höppe, 1981).....	24
Obr. 5 Průběh proudění během normálního dýchání (Gupta et al., 2010)	25
Obr. 6 Úhly pro popis směr vydechaného proudu vzduchu z nosních dírek (Gupta et al., 2010).....	26
Obr. 7 Pozice manekýna při experimentu Nielsena et al. (2012)	28
Obr. 8 Schéma metod pro matematické řešení proudění.....	33
Obr. 9 Princip modelování v blízkosti stěny – stěnová funkce vs. dvouvrstvý model (ANSYS, 2013) .	35
Obr. 10 Zjednodušené modely sedícího manekýna vlevo – MANIKIN3, Nilsson (2004)	39
Obr. 11 Zjednodušené modely stojícího manekýna	39
Obr. 12 Sedící CSP pro simulaci PV (Gao a Niu, 2004).....	40
Obr. 13 Zjednodušená a detailní geometrie (Topp, 2002).....	40
Obr. 14 Geometrie CSP použita ve studii Deevy (2006)	40
Obr. 15 Výpočetní síť (Sorensen a Voigt, 2003).....	41
Obr. 16 Výpočetní síť (Gao a Niu, 2004).....	41
Obr. 17 Výpočetní síť (Deevy, 2006).....	41
Obr. 18 Srovnání třech nejvíce používaných modelů dýchání (Bulinska a Bulinski, 2015).....	44
Obr. 19 Model dýchání ze studie Hayashi et al. (2002)	44
Obr. 20 Model realistického dýchání ze studie Zhu et al. (2005) a Murakami (2002).....	44
Obr. 21 Sinusoidní křivka dýchání podle Gao a Niu (2006)	44
Obr. 22 Historie konvergence (Sideroff a Dang, 2005)	48
Obr. 23 Schéma pro případ se směšovacím větráním (Nielsen et al., 2003).....	49
Obr. 24 Termální manekýn použitý pro případ se směšovacím větráním (Nielsen et al., 2003)	49
Obr. 25 Vertikální (vlevo) a horizontální (vpravo) roviny pro měření rychlosti proudění vzduchu.....	50
Obr. 26 Schéma benchmark testu se zaplavovacím větráním (Nielsen et al., 2003; Kato, 2005).....	50
Obr. 27 Termální manekýn použitý pro případ se zaplavovacím větráním (Kato, 2005)	50
Obr. 28 Schéma míst měření (Yang et al., 2007)	51
Obr. 29 Schéma experimentu pro benchmark test kombinující zaplavovací a personalizované větrání, vpravo termální manekýn použitý při měření (Khalifa et al., 2008)	52
Obr. 30 Geometrie CSP (vlevo formát *.stl; vpravo formát *.iges).....	55
Obr. 31 Detail hlavy	56
Obr. 32 Zjednodušení rukou a nohou	56
Obr. 33 Rozdělení těla na segmenty	56
Obr. 34 Geometrie řešené oblasti	57
Obr. 35 Vertikální teplotní profily nad hlavou (L3), před ústy (L6), v úrovni pelvisu (L7).....	58
Obr. 36 Vertikální rychlostní profily nad hlavou (L3), před ústy (L6), v úrovni pelvisu (L7)	59
Obr. 37 Výpočetní síť	59
Obr. 38 Podélný řez výpočetní sítí a detail hlavy.....	60
Obr. 39 Hodnota y+ na povrchu CSP.....	60

Obr. 40 Místa pro rychlostní a teplotní profily.....	64
Obr. 41 Vertikální teplotní profil v L1 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	64
Obr. 42 Vertikální teplotní profil v L2 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	64
Obr. 43 Vertikální teplotní profil v L4 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	64
Obr. 44 Vertikální teplotní profil v L5 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	64
Obr. 45 Vertikální rychlostní profil v L1 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 46 Vertikální rychlostní profil v L2 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 47 Vertikální rychlostní profil v L4 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 48 Vertikální rychlostní profil v L5 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 49 Vertikální rychlostní profil v L3 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 50 Horizontální rychlostní profil v L6 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	65
Obr. 51 Horizontální rychlostní profil v L7 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	66
Obr. 52 Horizontální rychlostní profil v L8 – měřené hodnoty (Kato, 2005).....	66
Obr. 53 Vertikální teplotní profily v L1 pro $k-\varepsilon$	71
Obr. 54 Vertikální teplotní profily v L2 pro $k-\varepsilon$	71
Obr. 55 Vertikální teplotní profily v L4 pro $k-\varepsilon$	71
Obr. 56 Vertikální teplotní profily v L5 pro $k-\varepsilon$	71
Obr. 57 Vertikální rychlostní profily v L1 pro $k-\varepsilon$	73
Obr. 58 Vertikální rychlostní profily v L2 pro $k-\varepsilon$	73
Obr. 59 Vertikální rychlostní profily v L4 pro $k-\varepsilon$	73
Obr. 60 Vertikální rychlostní profily v L5 pro $k-\varepsilon$	73
Obr. 61 Vertikální rychlostní profily v L3 pro $k-\varepsilon$	74
Obr. 62 Horizontální rychlostní profily v L6 pro $k-\varepsilon$	74
Obr. 63 Horizontální rychlostní profily v L7 pro $k-\varepsilon$	75
Obr. 64 Horizontální rychlostní profily v L8 pro $k-\varepsilon$	75
Obr. 65 Teplota na povrchu CSP pro $k-\varepsilon$	76
Obr. 66 Teplotní pole – Standard $k-\varepsilon$	77
Obr. 67 Rychlostní pole – Standard $k-\varepsilon$	77
Obr. 68 Teplotní pole – RNG $k-\varepsilon$	77
Obr. 69 Rychlostní pole – RNG $k-\varepsilon$	77
Obr. 70 Teplotní pole – Realizable $k-\varepsilon$	78
Obr. 71 Rychlostní pole – Realizable $k-\varepsilon$	78
Obr. 72 Teplotní pole – Low-Re Number $k-\varepsilon$	78
Obr. 73 Rychlostní pole – Low-Re Number $k-\varepsilon$	78
Obr. 74 Vertikální teplotní profily v L1 pro $k-\omega$	79
Obr. 75 Vertikální teplotní profily v L2 pro $k-\omega$	79
Obr. 76 Vertikální teplotní profily v L4 pro $k-\omega$	79
Obr. 77 Vertikální teplotní profily v L5 pro $k-\omega$	79
Obr. 78 Vertikální rychlostní profily v L1 pro $k-\omega$	80
Obr. 79 Vertikální rychlostní profily v L2 pro $k-\omega$	80
Obr. 80 Vertikální rychlostní profily v L4 pro $k-\omega$	80
Obr. 81 Vertikální rychlostní profily v L5 pro $k-\omega$	80

Obr. 82 Vertikální rychlostní profily v L3 pro k- ω	81
Obr. 83 Horizontální rychlostní profily v L6 pro k- ω	81
Obr. 84 Horizontální rychlostní profily v L7 pro k- ω	82
Obr. 85 Horizontální rychlostní profily v L8 pro k- ω	82
Obr. 86 Teplota na povrchu CSP pro k- ω	83
Obr. 87 Teplotní pole – Standard k- ω	84
Obr. 88 Rychlostní pole – Standard k- ω	84
Obr. 89 Teplotní pole – BSL k- ω	85
Obr. 90 Rychlostní pole – BSL k- ω	85
Obr. 91 Teplotní pole – SST k- ω	85
Obr. 92 Rychlostní pole – SST k- ω	85
Obr. 93 Vertikální teplotní profily v L1 pro vícerovnicové modely turbulence	86
Obr. 94 Vertikální teplotní profily v L2 pro vícerovnicové modely turbulence	86
Obr. 95 Vertikální teplotní profily v L4 pro vícerovnicové modely turbulence	86
Obr. 96 Vertikální teplotní profily v L5 pro vícerovnicové modely turbulence	86
Obr. 97 Vertikální rychlostní profily v L1 pro vícerovnicové modely turbulence.....	87
Obr. 98 Vertikální rychlostní profily v L2 pro vícerovnicové modely turbulence.....	87
Obr. 99 Vertikální rychlostní profily v L4 pro vícerovnicové modely turbulence.....	88
Obr. 100 Vertikální rychlostní profily v L5 pro vícerovnicové modely turbulence.....	88
Obr. 101 Vertikální rychlostní profily v L3 pro vícerovnicové modely turbulence.....	88
Obr. 102 Horizontální rychlostní profily v L6 pro vícerovnicové modely turbulence.....	88
Obr. 103 Horizontální rychlostní profily v L7 pro vícerovnicové modely turbulence.....	89
Obr. 104 Horizontální rychlostní profily v L8 pro vícerovnicové modely turbulence.....	89
Obr. 105 Teplota na povrchu CSP pro vícerovnicové modely turbulence	90
Obr. 106 Teplotní pole – Transient k-kl- ω	91
Obr. 107 Rychlostní pole – Transient k-kl- ω	91
Obr. 108 Teplotní pole – Transient SST	92
Obr. 109 Rychlostní pole – Transient SST.....	92
Obr. 110 Teplotní pole – RSM.....	92
Obr. 111 Rychlostní pole – RSM	92
Obr. 112 Vertikální teplotní profily v L1 s různými modely radiace.....	95
Obr. 113 Vertikální teplotní profily v L2 s různými modely radiace.....	95
Obr. 114 Vertikální teplotní profily v L4 s různými modely radiace.....	95
Obr. 115 Vertikální teplotní profily v L5 s různými modely radiace.....	95
Obr. 116 Vertikální rychlostní profily v L1 s různými modely radiace	96
Obr. 117 Vertikální rychlostní profily v L2 s různými modely radiace	96
Obr. 118 Vertikální rychlostní profily v L4 s různými modely radiace	96
Obr. 119 Vertikální rychlostní profily v L5 s různými modely radiace	96
Obr. 120 Vertikální rychlostní profily v L3 s různými modely radiace	98
Obr. 121 Horizontální rychlostní profily v L6 s různými modely radiace	98
Obr. 122 Horizontální rychlostní profily v L7 s různými modely radiace	98
Obr. 123 Horizontální rychlostní profily v L8 s různými modely radiace	98

Obr. 124 Tepelný tok konvekci pro různé modely radiace	99
Obr. 125 Tepelný tok radiací pro různé modely radiace	99
Obr. 126 Rozložení tepelného toku radiací pro různé modely radiace s modelem turbulence Realizable k- ϵ	100
Obr. 127 Rozložení tepelného toku radiací pro různé modely radiace s modelem turbulence SST k- ω	100
Obr. 128 Teploty na povrchu CSP pro různé modely radiace.....	102
Obr. 129 Rozložení povrchové teploty CSP pro různé modely radiace s modelem turbulence Realizable k- ϵ	102
Obr. 130 Rozložení povrchové teploty CSP pro různé modely radiace s modelem turbulence SST k- ω	103
Obr. 131 Teplotní pole – RKE, S2S	105
Obr. 132 Rychlostní pole – RKE, S2S	105
Obr. 133 Teplotní pole – RKE, DO (2x2).....	105
Obr. 134 Rychlostní pole – RKE, DO (2x2)	105
Obr. 135 Teplotní pole – RKE, DO (3x3).....	105
Obr. 136 Rychlostní pole – RKE, DO (3x3)	105
Obr. 137 Teplotní pole – RKE, DO (4x4).....	105
Obr. 138 Rychlostní pole – RKE, DO (4x4)	105
Obr. 139 Teplotní pole – SSTKW, S2S	106
Obr. 140 Rychlostní pole – SSTKW, S2S.....	106
Obr. 141 Teplotní pole – SSTKW, DO (2x2)	106
Obr. 142 Rychlostní pole – SSTKW, DO (2x2).....	106
Obr. 143 Teplotní pole – SSTKW, DO (3x3)	106
Obr. 144 Rychlostní pole – SSTKW, DO (3x3).....	106
Obr. 145 Teplotní pole – SSTKW, DO (4x4)	106
Obr. 146 Rychlostní pole – SSTKW, DO (4x4).....	106
Obr. 147 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L1	108
Obr. 148 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L2	108
Obr. 149 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L4	109
Obr. 150 Vertikální teplotní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L5	109
Obr. 151 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L1	110
Obr. 152 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L2	110
Obr. 153 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L4	110
Obr. 154 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L5	110
Obr. 155 Vertikální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L3	111
Obr. 156 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L6	111
Obr. 157 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L7	112
Obr. 158 Horizontální rychlostní profily s fixní teplotou na povrchu CSP v L8	112
Obr. 159 Tepelný tok konvekci na povrchu CSP pro různé povrchové teploty	113
Obr. 160 Teplotní pole – případ A: 33,7 °C	114
Obr. 161 Rychlostní pole – případ A: 33,7 °C	114

Obr. 162 Teplotní pole – případ B: 33,7 °C (R).....	114
Obr. 163 Rychlostní pole – případ B: 33,7 °C (R)	114
Obr. 164 Teplotní pole – případ C: 32,2 °C	114
Obr. 165 Rychlostní pole – případ C: 32,2 °C	114
Obr. 166 Teplotní pole – případ D: 32,2 °C (R).....	114
Obr. 167 Rychlostní pole – případ D: 32,2 °C (R).....	114
Obr. 168 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L1	115
Obr. 169 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L2	115
Obr. 170 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L4	116
Obr. 171 Vertikální teplotní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L5	116
Obr. 172 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L1	117
Obr. 173 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L2	117
Obr. 174 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L4	117
Obr. 175 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L5	117
Obr. 176 Vertikální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L3	118
Obr. 177 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L6	118
Obr. 178 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L7	119
Obr. 179 Horizontální rychlostní profily s fixním tepelným tokem na povrchu CSP v L8	119
Obr. 180 Povrchová teplota CSP při okrajové podmínce fixního tepelného toku	119
Obr. 181 Rozložení povrchové teploty CSP při okrajové podmínce konstantního tepelného toku	120
Obr. 182 Teplotní pole – případ A: 38 W	121
Obr. 183 Rychlostní pole – případ A: 38 W.....	121
Obr. 184 Teplotní pole – případ B: 38 W + 38 W.....	121
Obr. 185 Rychlostní pole – případ B: 38 W + 38 W.....	121
Obr. 186 Teplotní pole – případ C: 76 W (R)	121
Obr. 187 Rychlostní pole – případ C: 76 W (R).....	121
Obr. 188 Vertikální teplotní profily v L1 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	122
Obr. 189 Vertikální teplotní profily v L2 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	122
Obr. 190 Vertikální teplotní profily v L4 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	123
Obr. 191 Vertikální teplotní profily v L5 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	123
Obr. 192 Vertikální rychlostní profily v L1 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	123
Obr. 193 Vertikální rychlostní profily v L2 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	123
Obr. 194 Vertikální rychlostní profily v L4 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	124
Obr. 195 Vertikální rychlostní profily v L5(nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	124
Obr. 196 Vertikální rychlostní profily v L3 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	125
Obr. 197 Horizontální rychlostní profily v L6 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	125
Obr. 198 Horizontální rychlostní profily v L7 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	125
Obr. 199 Horizontální rychlostní profily v L8 (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	125
Obr. 200 Povrchová teplota CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem	126
Obr. 201 Rozložení povrchových teplot na CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem	126
Obr. 202 Teplotní pole – poměr C:R 30:70.....	127
Obr. 203 Rychlostní pole – poměr C:R 30:70.....	127

Obr. 204 Teplotní pole – poměr C:R 40:60.....	128
Obr. 205 Rychlostní pole – poměr C:R 40:60.....	128
Obr. 206 Teplotní pole – poměr C:R 50:50.....	128
Obr. 207 Rychlostní pole – poměr C:R 50:50.....	128
Obr. 208 Teplotní pole – poměr C:R 60:40.....	128
Obr. 209 Rychlostní pole – poměr C:R 60:40.....	128
Obr. 210 Teplotní pole – poměr C:R 70:30.....	128
Obr. 211 Teplotní pole – poměr C:R 70:30.....	128
Obr. 212 Teplotní profily v místech L1, L2, L4 a L5	130
Obr. 213 Rychlostní profily v místech L1, L2, L4 a L5.....	131
Obr. 214 Rychlostní profily v místech L3, L6, L7 a L8.....	132
Obr. 215 Povrchová teplota CSP (výsledný model člověka)	132
Obr. 216 Povrchová teplota CSP – posouzení výsledného modelu a experimentu prof. Kato (2005)..	133
Obr. 217 Tepelný tok radiací pro výsledný model člověka [W/m^2].....	133
Obr. 218 Teplotní pole (výsledný model člověka).....	135
Obr. 219 Rychlostní pole (výsledný model člověka)	135
Obr. 220 Vektorové pole (výsledný model člověka) – detail hlavy.....	136
Obr. 221 Pole proudění (výsledný model člověka) – 3D pohled	136
Obr. 222 Nosní dírky.....	137
Obr. 223 Vektorové pole	137
Obr. 224 Trajektorie proudění vydechaného vzduchu	138

SEZNAM TABULEK

Tab. 1 Příklady doporučených koncentrací CO ₂ nad koncentrací CO ₂ ve venkovním vzduchu pro energetické výpočty a řízení podle potřeby dle ČSN EN 15251 (ÚNMZ, 2011).....	14
Tab. 2 Rozdělení do kategorií podle úrovně CO ₂ dle ČSN EN 13779 (ÚNMZ, 2010)	14
Tab. 3 Kategorie vnímání kvality vnitřního vzduchu (CEC, 1992)	16
Tab. 4 Metabolické teplo brutto při různých aktivitách (ČNI, 2006).....	19
Tab. 5 Obecné parametry vdechovaného a vydechovaného vzduchu (Hyldgaard, 1994).....	25
Tab. 6 Přehled hodnot pro součinitel přestupu tepla radiací h_r [W/(m ² .K)]	43
Tab. 7 Přehled hodnot pro součinitel přestupu tepla konvekcí h_c [W/(m ² .K)].....	43
Tab. 8 Okrajové podmínky pro Displacement ventilation test case (* experiment Kato (2005))	51
Tab. 9 Studie zabývající se numerickým modelováním člověka ve vnitřním prostředí.....	53
Tab. 10 Plocha částí těla	56
Tab. 11 Výpočetní sítě pro stanovení nezávislosti sítě.....	58
Tab. 12 Teplota povrchu termálního manekýna – měření (Kato, 2005).....	66
Tab. 13 Přehled řešených případů a jejich okrajové podmínky.....	67
Tab. 14 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (modely k-ε).....	72
Tab. 15 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely k-ε).....	73
Tab. 16 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (modely k-ε)	75
Tab. 17 Povrchová teplota CSP pro modely turbulence k-ε.....	76
Tab. 18 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (modely k-ε).....	76
Tab. 19 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (modely k-ω).....	80
Tab. 20 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely k-ω).....	81
Tab. 21 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (modely k-ω)	82
Tab. 22 Povrchová teplota CSP pro modely turbulence k-ω.....	83
Tab. 23 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (modely k-ω).....	83
Tab. 24 RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (vícerovnicové modely).....	86
Tab. 25 RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (modely k-ε).....	88
Tab. 26 RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (vícerovnicové modely)	89
Tab. 27 Povrchová teplota CSP pro vícerovnicové modely turbulence	90
Tab. 28 RMS a MAE pro střední povrchovou teplotu CSP (vícerovnicové modely)	90
Tab. 29 RMS pro vertikální teplotní profily (různé modely radiace).....	95
Tab. 30 MAE pro vertikální teplotní profily (různé modely radiace)	95
Tab. 31 RMS pro vertikální rychlostní profily (různé modely radiace)	97
Tab. 32 MAE pro vertikální rychlostní profily (různé modely radiace).....	97
Tab. 33 RMS pro rychlostní profily blízko CSP (různé modely radiace)	98
Tab. 34 MAE pro rychlostní profily blízko CSP (různé modely radiace).....	99
Tab. 35 Tepelný tok konvekcí na povrchu CSP (různé modely radiace)	101
Tab. 36 Tepelný tok radiací na povrchu CSP (různé modely radiace).....	101
Tab. 37 Poměr mezi radiačním a konvektivním tepelným tokem (různé modely radiace)	101
Tab. 38 RMS pro střední povrchovou teplotu CSP pro různé modely radiace	103
Tab. 39 MAE pro střední povrchovou teplotu CSP pro různé modely radiace	103
Tab. 40 Povrchové teploty CSP pro různé modely radiace	103

Tab. 41	Rozdíly povrchových teplot CSP mezi CFD a experimentem pro různé modely radiace.....	104
Tab. 42	RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (případy s různou teplotou povrchu CSP)	109
Tab. 43	RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (případy s různou teplotou povrchu CSP).....	110
Tab. 44	RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (případy s různou teplotou povrchu CSP)...	112
Tab. 45	Tepelný tok radiací, konvekcí a celkový na povrchu CSP pro různé povrchové teploty	113
Tab. 46	RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku).....	116
Tab. 47	RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku).....	117
Tab. 48	RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku).....	119
Tab. 49	Povrchová teplota CSP při okrajové podmínce konstantního tepelného toku.....	120
Tab. 50	RMS a MAE pro teplotu povrchu CSP (pro okrajovou podmínku fixního tepelného toku)...	121
Tab. 51	RMS a MAE pro vertikální teplotní profily (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	123
Tab. 52	RMS a MAE pro vertikální rychlostní profily (nahrazení modelu radiace tepelným tokem) .	124
Tab. 53	RMS a MAE pro rychlostní profily blízko CSP (nahrazení modelu radiace tepelným tokem).....	125
Tab. 54	Povrchová teplota CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem.....	127
Tab. 55	RMS a MAE pro teplotu povrchu CSP při nahrazení modelu radiace tepelným tokem	127
Tab. 56	RMS a MAE pro teplotu a rychlost proudění vzduchu (výsledný model člověka).....	132
Tab. 57	Teplota povrchu těla výsledného modelu člověka [°C]	134
Tab. 58	Tepelný tok radiací a konvekcí výsledného modelu člověka [W/m ²].....	134