

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE
FAKULTA STROJNÍ
ÚSTAV ENERGETIKY



HABILITAČNÍ PRÁCE

LIMITY CHLAZENÍ PRVNÍ STĚNY FÚZNÍCH REAKTORŮ
TLAKOVOU VODOU

ING. PAVEL ZÁCHA, PH.D.

OBOR HABILITAČNÍHO ŘÍZENÍ
KONSTRUKČNÍ A PROCESNÍ INŽENÝRSTVÍ

2022

Anotační list

- Jméno autora: Pavel Zácha
- Název práce: Limity chlazení první stěny fúzních reaktorů tlakovou vodou
- Anglický název: Limits of cooling of the first wall of fusion reactors by pressurized water
- Ústav: Ústav energetiky
- Obor: Konstrukční a procesní inženýrství
- Klíčová slova: První stěna, blanket WCLL, promotéry turbulence, TPF faktor
- Keywords: First wall, WCLL blanket, turbulent promoters, TPF factor
- Anotace: Jedním z kandidátů na blanket fúzních energetických reaktorů je vodou chlazený blanket WCLL. Konstrukčním materiálem blanketu je feriticko-martenzitická ocel Eurofer97 se sníženou aktivací a chladivem je tlaková voda za podmínek typických pro reaktory typu PWR. Podle odhadů se očekává, že první stěna, tj. stěna blanketu vystavená plazmatu, bude zatížena špičkovým tepelným tokem až $7 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, přičemž maximální provozní teplota oceli Eurofer97 nesmí překročit $550 \text{ }^\circ\text{C}$. Předchozí studie ukázaly, že základní navrhovaný koncept rovinné první stěny dokáže při uvedeném teplotním limitu oceli Eurofer97 odvádět tepelný tok pouze do výše $0,75 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, a tedy je nutné hledat jiné cesty jak odvádět vyšší tepelný tok bez překročení materiálových limitů. Tato práce se zabývá způsoby možného zvýšení tepelného toku za stanovených podmínek. Jedná se o zvyšování přestupu tepla na straně chladiva pomocí promotérů turbulence, geometrickou úpravu první stěny a snížení teploty tlakové vody na vstupu do chladicího kanálu. Pro studii tepelné zátěže jednotlivých modifikací první stěny byl využit CFD výpočetní program ANSYS Fluent. Na základě provedených simulací byly výsledky zpracovány, analyzovány a vyhodnoceny. Studie ukázala, že maximální využití všech analyzovaných způsobů řešení umožňuje zvýšit tepelný tok do první stěny WCLL modulu až na $1,69 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, což představuje navýšení o 125 %. Ani všechny použité návrhy úprav však nejsou dostatečné pro zajištění odvodu předpokládaného maximálního tepelného toku do první stěny.

Annotation: One of the candidates for the blanket of fusion power reactors is the water-cooled blanket WCLL. The blanket construction material is the reduced activation ferritic-martensitic steel Eurofer97 and the coolant is pressurized water under conditions typical for PWRs. The first wall, i.e. the blanket wall exposed to plasma, is expected to be loaded with the peak heat flux of up to $7 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, while the maximum operating temperature of the Eurofer97 steel must not exceed $550 \text{ }^\circ\text{C}$. Previous studies have shown that the basic proposed planar first wall concept can only dissipate heat flux of up to $0.75 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ at the specified temperature limit of Eurofer97 steel. It is therefore necessary to look for other ways to dissipate higher heat fluxes without exceeding of predefined material limits. This paper investigates the possibilities of increasing the heat flux under the specified conditions. These include increasing the heat transfer on the coolant side by using turbulence promoters, geometric modification of the first wall and lowering the temperature of pressurized water at the inlet to the cooling channel. The CFD calculation program ANSYS Fluent was used to study the heat load of the different modifications of the first wall. Based on the simulations performed, the results were processed, analyzed and evaluated. The study showed that the maximized use of all of the analyzed solutions allows to increase the heat flux to the first wall of the WCLL module up to $1.69 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, which represents an increase of 125%. However, even all these modifications are not sufficient to ensure the dissipation of the expected maximum heat flux to the first wall.

Poděkování

Rád bych zde poděkoval všem kolegům z Ústavu energetiky Fakulty strojní ČVUT v Praze, se kterými jsem během svého působení na tomto ústavu spolupracoval jak v rámci výzkumu a vědeckých publikací, tak i ve výuce. Tato vzájemná interakce mi nejednou umožnila řešit některé profesní výzvy cíleněji a efektivněji. Jmenovitě bych rád poděkoval:

- Doc. Ing. Václavu Dostálovi, Ph.D. za dlouhodobou motivaci v přípravě a vlastním zpracování mé habilitační práce.
- Ing. Slavomíru Entlerovi, Ph.D. za nezměrné množství pozitivní energie a vědecké spolupráce.
- Ing. Václavu Železnému za dlouhodobou spolupráci v oblasti uplatňování CFD technik v našem oboru.
- Svým blízkým za toleranci, poskytnutý čas a klid na výzkumnou práci.

OBSAH

Úvod.....	6
1 Chlazení první stěny blanketu fúzního reaktoru	9
1.1 Konstrukční materiály blanketu	10
1.2 Konstrukce blanketu	11
1.3 Vývoj Konceptu WCLL.....	15
2 Zvyšování odvodu tepla z WCLL blanketu.....	19
2.1 Zvyšování přenosu tepla do chladiva.....	19
2.2 Snižování teplotní zátěže konstrukčního materiálu	28
2.3 Snižování vstupní teploty chladiva.....	30
3 Metodologie hodnocení zvýšeného odvodu tepla.....	31
3.1 Součinitel přestupu tepla.....	32
3.2 Faktor tepelného výkonu.....	33
3.3 Rozšířený faktor tepelného výkonu	35
3.4 Maximální teplota stěny vystavené pazmatu.....	36
4 Metoda numerického přístupu	37
4.1 Matematické řešení.....	37
4.2 Relaxace.....	49
4.3 Posuzování konvergence.....	50
4.4 Volba základního numerického řešení.....	50
5 CFD modely chladicích modulů	52
5.1 Geometrie průtočných kanálů	52
5.2 Výpočetní síť.....	55
5.3 Numerické modely a okrajové podmínky	57
5.4 Definice Materiálových vlastností.....	58
5.5 Průběh výpočtů.....	59
6 Výsledky CFD výpočtů.....	60
6.1 přenos tepla do chladiva.....	60
6.2 Tepelná zátěž konstrukčního materiálu.....	73
6.3 Vstupní teplota chladiva	75
6.4 Limitní tepelné toky.....	76
7 Závěr	78
Reference.....	80
Seznam obrázků.....	83
Seznam tabulek.....	84
Seznam použitých zkratk.....	85
Seznam použitých symbolů, veličin a jednotek.....	87
Indexy	88

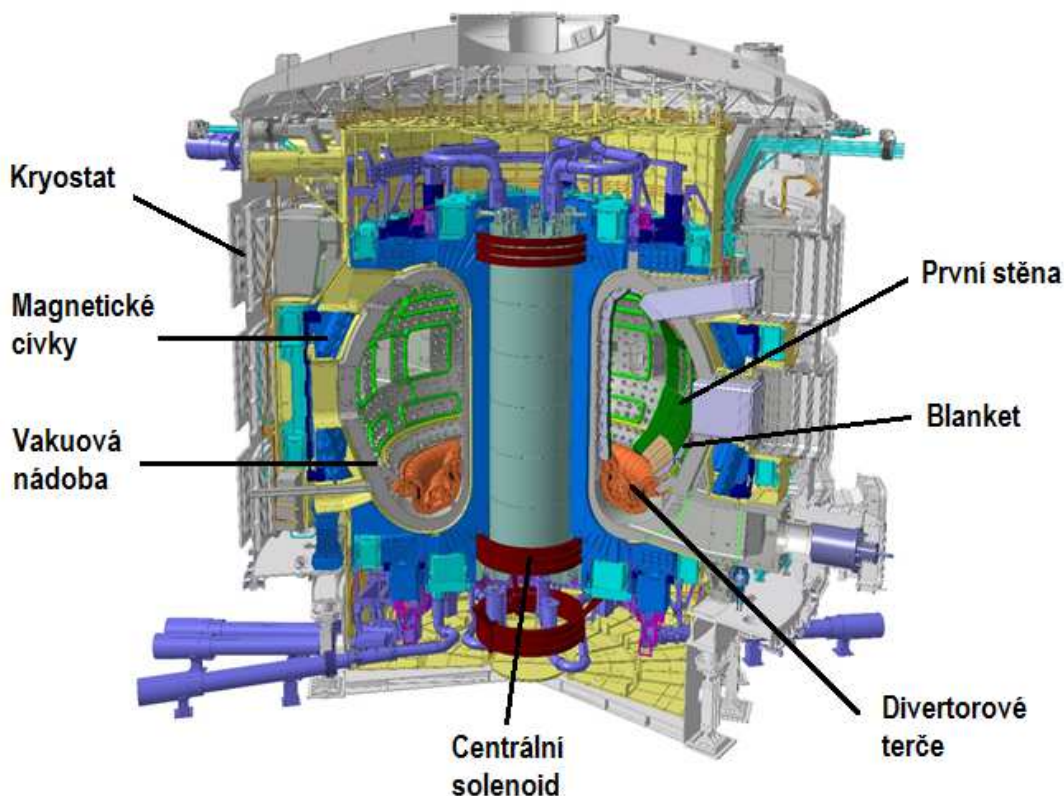
ÚVOD

Začátek výzkumu termojaderné fúze v mezinárodním měřítku lze datovat do 50. let 20. století. Od samého počátku se vědci soustředili zejména na fyzikální podstatu fúze a její řízenou realizaci v podmínkách, které poskytuje naše planeta Země. Zprvu se výzkum řízené fúze rozeběhl především ve Velké Británii, v Sovětském svazu a ve Spojených státech, v následujících dekádách se však rozšířil do řady zemí celého světa. Z experimentálního vývoje se postupně vyprofilovaly dva perspektivní typy fúzních reaktorů na bázi magnetického udržení plazmatu, a to tokamak a stellarátor. Vzhledem k tomu, že od samého počátku experimenty na tokamacích dosahovaly výraznějších úspěchů, postupně se celosvětový výzkum zaměřil především na vývoj v této oblasti. Vytvoření a následné udržení plazmatu je však souhrn mnoha složitých a na sebe navazujících dějů, u kterých často komplikovanost roste se zvyšujícím se výkonem reaktoru. Proto vývoj a zdokonalování fyzikálních procesů probíhá kontinuálně až do současnosti. Vývoj jednotlivých systémů se dotýká např. ohřevu plazmatu (PLT), supravodivých magnetických cívek (T-7, Tore Supra, EAST, KSTAR), velikosti magnetického pole (Alcator C-Mod), divertoru (ASDEX-U) a mnoha dalších technologií. Jednotlivá zlepšení byla doprovázena zvyšováním dosahovaných parametrů plazmatu. Zvětšoval se postupně i objem vakuové komory (TFTR, DIII-D, WEST, T-15, JT-60U a v neposlední řadě JET).

Evropský tokamak JET (Join European Torus) vstoupil do historie první DT (Deuterium-Tritium) kampaní v roce 1991. V průběhu jeho experimentální činnosti přinesl zásadní pokrok ve schopnostech řídit vysokoteplotní plazma a také úspěšně otestoval provoz ILW (ITER Like Wall) s první stěnou, kterou bude používat reaktor ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor). V roce 1997 bylo dosaženo rekordu ve výši uvolněného fúzního výkonu (16,1 MW), čímž byla prokázána proveditelnost energetického využití jaderné fúze. Jaderná fúze tak představuje nový zdroj energie s potenciálem stát se v budoucnu základem světové energetiky. Důvodem jsou zejména nevyčerpatelné a celosvětově dostupné zásoby paliva, bezemisní průmyslová výroba elektřiny, inherentní jaderná bezpečnost a konstantní výkon nezávislý na klimatických podmínkách. Dopad fúzních elektráren na životní prostředí bude srovnatelný s dopady obnovitelných zdrojů energie (Entler, a další, 2018).

V současnosti se fúzní výzkum z velké části soustřeďuje na mezinárodní tokamak ITER, který od roku 2007 staví Evropská unie, Rusko, Spojené státy, Čína, Jižní Korea, Japonsko a Indie v jihofrancouzské Provinci v sousedství výzkumného střediska CEA Cadarache. ITER bude testovat řízení plazmatu a řadu reaktorových technologií potřebných pro fúzní elektrárny, jako jsou

supravodivé magnety, systémy ohřevu plazmatu, vakuový systém, palivový systém nebo tritiové hospodářství. Fúzní výkon reaktoru dosáhne 500 MW při současném výkonu ohřevu plazmatu 50 MW a reaktor tak překročí Lawsonovo kritérium vědecké rovnováhy. Reaktor by měl být spuštěn v letech 2025-2028 a plného výkonu 500 MW by měl dosáhnout v roce 2036.



Obr. 1 Fúzní reaktor ITER (Entler, a další, 2019)

V uplynulých letech byla v řadě zemí zahájena intenzivní koncepční příprava prvních prototypových fúzních elektráren obecně označovaných jako DEMO (Demonstration fusion power plant). Mezi světové lídry přípravy fúzních elektráren DEMO patří Evropská unie, Jižní Korea, Japonsko a Čína.

Již v roce 2005 byla v rámci evropského výzkumu vydána první ucelená studie, která předložila čtyři variantní řešení fúzní elektrárny. V roce 2012 Evropská unie vydala klíčový dokument *Fusion Electricity: A roadmap to the realization of fusion energy*, zkráceně nazývaný *Fusion Roadmap*, který byl aktualizován v roce 2018 (Donne, a další, 2018). Dokument definuje projekt DEMO, jehož cílem je dořešit fyzikální a technologické otázky energetického fúzního reaktoru a demonstrovat výrobu několika set MW elektrického výkonu. Projekt navazuje na probíhající projekt ITER a dále jej rozvíjí směrem k průmyslové aplikaci výsledků fúzního

výzkumu a vývoje. Mezi stěžejní části projektu patří nalezení stabilních provozních scénářů, snížení zátěže komponent vystavených plazmatu, odvod uvolněného výkonu, vývoj radiačně a tepelně odolných materiálů nebo vývoj technologií souvisejících s výrobou paliva.

Podle současné představy Evropské unie bude elektrárna DEMO realizována ve dvou etapách: blízké DEMO, označené jako DEMO1, a pokročilé DEMO, označené jako DEMO2. V etapě DEMO1 bude při návrhu a výstavbě upřednostněn realistický přístup, který zaručí zprovoznění elektrárny, pokročilá řešení se budou rozvíjet paralelně pro následující fázi DEMO2. Podle plánu by měla být elektrárna DEMO připojena do elektrické sítě do roku 2060, avšak případný posun harmonogramu projektu ITER může vyvolat i posun termínů v projektu DEMO (Entler, a další, 2019).

V současnosti se stále vychází z poznatků již dříve dosažených milníků, v brzké době se očekává postupné zprovoznění reaktoru ITER a současně se upřeshňují koncepty pro elektrárnu DEMO. K úspěšnému energetickému využití fúzní energie je tak ještě dlouhá cesta s mnoha výzvami. Jednou z nich je i oblast zabývající se odvodem tepla generovaného plazmatem pomocí první stěny, blanketu a divertorových terčů. První koncepce chlazení byly fakticky zpracovávány až pro potřeby právě projektu ITER a pro elektrárnu DEMO, kde se již očekávají vysoké dosahované výkony a kde bude docházet k optimalizaci celého chladicího okruhu spojeného s přenosem tepla až po výrobu elektrické energie.

Jak bylo výše uvedeno, jednou ze stěžejních částí projektu DEMO je zajištění odvodu uvolňovaného výkonu z reaktoru a snížení zátěže komponent vystavených plazmatu. Cílem této habilitační práce je zkoumat dosažitelné limity chlazení první stěny fúzních reaktorů tlakovou vodou pro vybraná konstrukční řešení a vstupní podmínky při dodržení materiálových omezení oceli Eurofer97.

1 CHLAZENÍ PRVNÍ STĚNY BLANKETU FÚZNÍHO REAKTORU

Výkonový milník uskutečněný na tokamaku JET v roce 1997 s nadsázkou oddělil dvě fáze výzkumu jaderné fúze. Zatímco do konce 20. století byl hlavní cíl výzkumu zaměřen na schopnost uvolňovat fúzní reakcí teplo, s novým tisíciletím je již významně řešena i otázka zajištění jeho odvodu. V posledních 20 letech se tak čistě fyzikálně profilovaný výzkum rozšířil i na řadu inženýrských a technologických oblastí, které by se měly aplikovat v projektech ITER a DEMO, jejichž dosahované výkony již zásadním způsobem ovlivňují intenzitu odvodu tepla (Romanelli, 2012).

Fúzní energetické reaktory se vyznačují vysokým tepelným tokem zatěžujícím komponenty vystavené plazmatu (PFC – Plasma Facing Components), kterými jsou divertorové terče a první stěna. Tyto komponenty by měly mít schopnost efektivně přenášet teplo, což zahrnuje zejména odolnost vůči vysokým teplotám a vysokou tepelnou vodivost.

V současné době se předpokládá, že mez špičkového tepelného toku v ustáleném stavu nebude u první stěny DEMO reaktoru vyšší než $1,0 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$. Modelování hustoty toku tepelné energie však ukazuje, že špičkový tepelný tok může dosáhnout při některých provozních stavech (např. při spouštění nebo odstavení reaktoru) až $6\text{--}7 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ (Wenninger, a další, 2017). Při nestabilitách plazmatu pak může tento tepelný tok lokálně vzrůst na velmi krátkou dobu i o několik řádů a způsobit tavení nebo odpaření tenké povrchové vrstvy stěny.

Pro srovnání, nejvíce zatíženou komponentou jsou divertorové terče, kde může špičkový tepelný tok dosáhnout až $300 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ (Federici, a další, 2017) a vrchol tepelného toku na první stěnu při nestabilitě plazmatu může krátkodobě dosahovat až desítek $\text{GW}\cdot\text{m}^{-2}$ (Reux, a další, 2015), (Horacek, a další, 2017). Tyto extrémní výkonové hodnoty působící na PFC komponenty znamenají nutnost dalšího výzkumu zaměřujícího se jak na snížení samotného tepelného toku ještě před dopadem na terče, tak i na způsob jeho chlazení včetně použitých technik a materiálů.

Kromě tepelné zátěže budou PFC komponenty vystaveny také vysokému neutronovému toku s energií neutronů 14 MeV. Výzkum v oblasti chlazení první stěny se tak v poslední době zaměřuje na volbu vhodného konstrukčního materiálu a schopnosti předat z plazmatu generované teplo co nejúčinněji do proudícího chladiva. Následující kapitoly obě tyto problematiky dále zpracovávají.

1.1 KONSTRUKČNÍ MATERIÁLY BLANKETU

První stěna je stěna bezprostředně vystavená působení plazmatu a jejím úkolem je chránit konstrukci reaktoru. V energetických reaktorech bude první stěna nominálně zatížena neutronovým a tepelným tokem.

Zatímco tepelný tok bude za běžného provozu dosahovat hodnot do $1 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, vysokoenergetický neutronový tok bude dosahovat velikosti $10^{18}\text{--}10^{19} \text{ n}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$. Průnik neutronu do krystalové mřížky způsobí ohřev materiálu, který je důsledkem srážek neutronů s jádry atomů v mřížce. Často se jedná o nepružné srážky a neutron svým nárazem předá tolik energie, že se atom posune z jeho rovnovážné pozice. Důsledkem toho vzniká radiační poškození materiálu, které se projevuje bodovými defekty, intersticiály nebo vakancemi. Pro vyražení atomu kovu je potřeba minimální energie (tzv. Vignerova energie) o hodnotě 10-40 eV. Neutron vycházející z DT fúzní reakce má přibližně 14 MeV. Než pronikne do materiálu, tak sice ztratí část své energie, ale i tak má dostatečnou energii na to, aby mohl způsobovat kaskádovitě poruchy ovlivňující desítky atomů, což způsobí v materiálu poškození až 150 dpa/rok. V porovnání s reaktorovou nádobou štěpného reaktoru, u kterého dojde v průměru k 1 dpa za dobu jeho provozu (tj. 40-60 let), je tedy poškození fúzního reaktoru vyšší o několik řádů. Dalším následkem předání energie během srážky je excitace atomu, která může vést až k jeho ionizaci a tím odtržení elektronu z obalu atomu. Volný elektron se spojí s protonem, difundujícím z plazmatu nebo vzniklým reakcí (n,p), a vzniká atom vodíku. Jeho hromadění vede k vodíkovému křehnutí. Následné slučování atomů vytváří molekulární vodík, který vede k vodíkovému napučání. Tato poškození mikrostruktury ovlivňují makroskopické vlastnosti materiálu (Schaaf, a další, 2003) a (Malec, 2015).

Zachycený neutron v jádře atomu způsobí zároveň transmutaci jádra. Tím vznikne jiný izotop, který může být radioaktivní a s dlouhým poločasem rozpadu. Fúzní reaktor sice nebude produkovat radioaktivní odpad v podobě použitého paliva, jak je tomu u štěpných reaktorů, ale radioaktivním odpadem bude samotná konstrukce reaktoru. Aktivaci materiálů se nedá zabránit, lze ale snížit její dopady vhodnou volbou konstrukčního materiálu a v něm obsažených minoritních prvků.

Aktivaci materiálu lze redukovat vhodným chemickým složením konstrukčních materiálů a volbou správných příměsí, jejichž izotopy nemají v rozpadové řadě žádné nebo minimum vysoce aktivních izotopů s dlouhým poločasem rozpadu. V současné době evropská organizace Euratom podporuje vývoj třech typů materiálů, u kterých se zvažuje použití v konstrukci fúzního reaktoru. Jsou to feriticko-martenzitické oceli se sníženou aktivací (RAFMS - Reduced-Activation Ferritic-Martensitic Steels), feritické oceli zpevněné oxidy yttria (ODS oceli) a slitiny wolframu.

Pro evropský fúzní program byla jako konstrukční materiál vybrána feriticko-martenzitická ocel s označením Eurofer97. Nahrazením radiačně nevhodných legur (např. Ni, Nb, Mo) za legury s podobným vlivem na mechanické vlastnosti (W, Ta, V) došlo k vytvoření RA (reduced activation) materiálu s výsledným chemickým složením: 9 % Cr; 1,1 % W; 0,4 % Mn; 0,2 % V; 0,11 % C; 0,07 % Ta a zbytek Fe. Dále je nutné další prvky jako B, Nb, Mo, Ni, Cu, Co, Al držet na nejnižší možné úrovni. Vysoký obsah chromu v oceli (okolo 9 %) poskytuje dostatečnou korozní odolnost a při expozici neutronovému záření dochází k minimálnímu posunu teploty přechodové křivky ovlivňující křehký lom materiálu (Berka, a další, 2010).

Kompromisem v podobě nízkoaktivovatelných legur získal Eurofer97 takové vlastnosti, aby mohl být použit v reaktorech, kde bude vystaven vysokým tepelným a neutronovým tokům. Maximální provozní teplota se pohybuje okolo 550 °C a jeho tepelná vodivost je kolem 30 W·m⁻¹·K⁻¹. Pevnostní vlastnosti jsou také dostačující a jako u většiny materiálů se se zvyšující se teplotou snižují. Mez kluzu ($R_{p0,2}$) je 550 MPa a pevnost v tahu (R_m) je 650 MPa při pokojové teplotě, při provozní teplotě okolo 500 °C se tyto hodnoty sníží na $R_{p0,2} = 330$ MPa a $R_m = 300$ MPa (Rieth, 2003). Zásadním problémem pro Eurofer97 je vystavení cyklickému způsobu zátěže. Ten se bude projevat v raných stádiích provozu fúzních energetických reaktorů a bude mít za následek postupné snižování jeho pevnosti.

Vzhledem k extrémním zátěžím materiálu první stěny od tepelného a zejména neutronového toku budou ty části stěny, které budou mít vážné poškození nebo opotřebení povrchu, vyměněny pomocí dálkových manipulátorů.

1.2 KONSTRUKCE BLANKETU

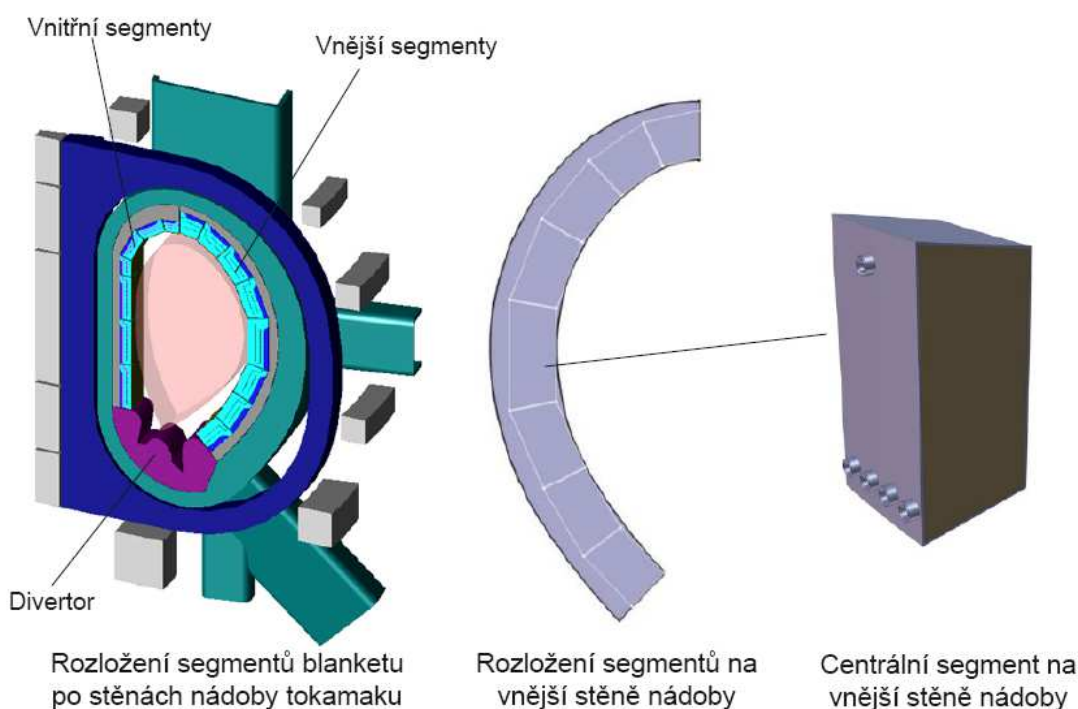
Jako blanket se označuje vnitřní obložení vakuové komory, které vyplňuje prostor mezi první stěnou a vakuovou nádobou. První stěna může být samostatnou konstrukcí předsazenou před blanketem nebo může být součástí blanketu a tvořit jeho čelní stěnu. Blanket má následující důležité funkce:

- absorpci neutronového toku z plazmatu,
- přeměnu kinetické energie fúzních neutronů na teplo,
- odvod tepelné energie z reaktoru.

V reaktoru ITER bude blanket vyroben z nerezové oceli AISI 316 LN-IG a bude chlazen vodou o tlaku 4 MPa a teplotě 70 – 110 °C společně s první stěnou.

V energetických reaktorech bude mít blanket za úkol také produkci tritia potřebného pro přípravu DT paliva. V blanketu bude rozmístěno lithium, které bude reagovat s neutrony a

produkovat tritium. Lithium bude v blanketu umístěno ve formě keramických kuliček Li_4SiO_4 , případně Li_2TiO_3 nebo tekuté kovové slitiny LiPb . Protože je preferovaná jaderná reakce lithia s neutrony exotermická, bude vedlejším produktem výroby tritia další energie. Blanket energetických reaktorů první generace tak bude nejenom přeměňovat kinetickou energii fúzních neutronů na teplo, ale současně také bude sám uvolňovat další energii (Entler, a další, 2019).



Obr. 2 Návrh segmentace blanketu (Melichar, 2015)

Aby bylo možné blanket po celém obvodu vakuové nádoby sestavit, od projektu ITER je již celý blanket složen z vyměnitelných segmentů. Rozměry segmentů umístěných na vnější a vnitřní straně nádoby tokamaku jsou odlišné, různé jsou i segmenty v poloidálním směru. Blanket pokrývá celou stěnu nádoby, pouze v dolní části nádoby je ponechán prostor pro divertor. Jednotlivé segmenty se neliší jen svými rozměry, ale i velikostí tepelného a neutronového toku, jemuž jsou vystaveny. Nejvyšším tokům na první stěnu blanketu jsou vystaveny centrální segmenty. Obr. 2 prezentuje jednu z verzí segmentace a konstrukce blanketu.

Aby se minimalizovala absorpce neutronů potřebných k produkci tritia v blanketu, je nutné zachovat první stěnu velmi tenkou. Minimalizace absorpce neutronů v první stěně současně snižuje její tepelnou zátěž, a tedy i výši celkového odváděného výkonu. Chladicí schopnost za podmínek vysokého tepelného toku ovlivní životnost jednotlivých modulů první stěny, což bude mít přímý dopad na provozní náklady budoucích fúzních elektráren (Entler, a další, 2018).

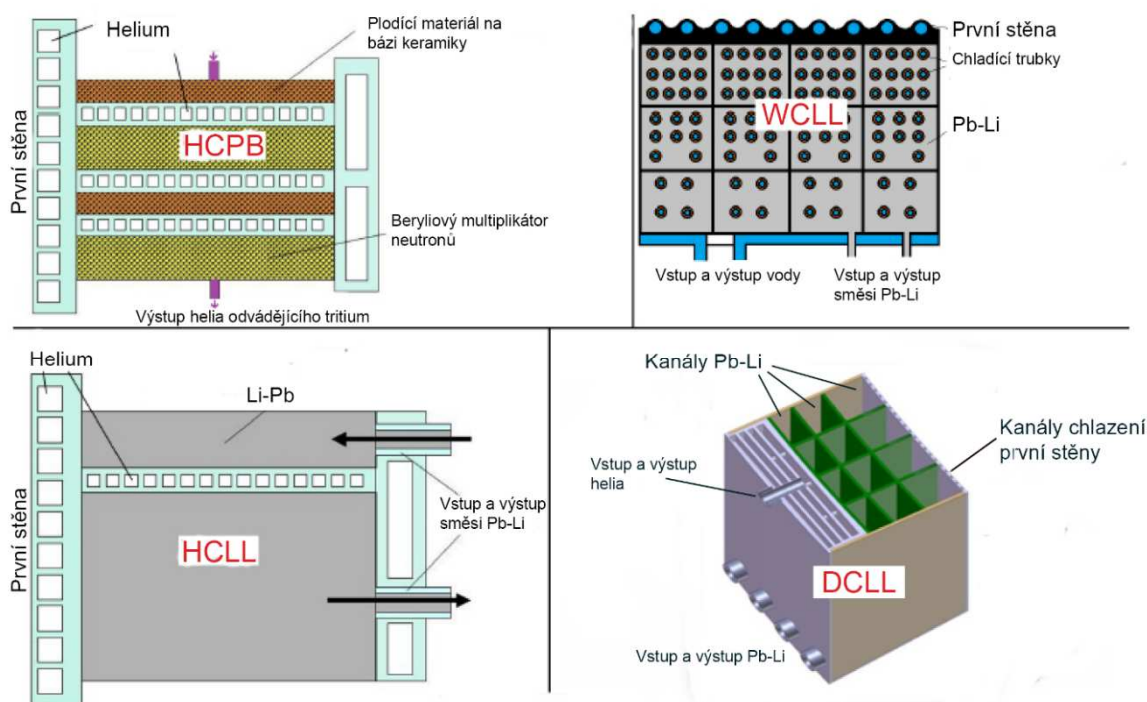
V rámci organizace EUROfusion, která zodpovídá za vývoj celého zařízení DEMO a jeho dílčích součástí, se v současné době pracuje na vývoji čtyř koncepčních řešení blanketu. Jejich rozdělení vychází z použitého primárního chladiva a ze způsobu produkce tritia. Pro chlazení první stěny jsou k dispozici dvě základní média – voda a helium. Pro účely vývoje reaktoru DEMO tak vznikly celkem 4 koncepční návrhy s integrovanou první stěnou:

- a) HCPB (Helium Cooled Pebble Beds) - koncept blanketu využívající helium jako chladivo a lithium jako plodící materiál ve formě keramiky.
- b) DCLL (Dual Cooled Lead Lithium) - koncept blanketu využívající jako primární chladivo v první stěně helium a v blanketu pak eutektickou slitinu olova a lithia, která je zároveň využita jako plodící materiál.
- c) WCLL (Water Cooled Lead Lithium) – koncept blanketu využívající jako primární chladivo vodu a eutektickou slitinu olova a lithia jako plodící materiál.
- d) HCLL (Helium Cooled Lead Lithium) - koncept blanketu využívající helium jako chladivo a eutektickou slitinu olova a lithia jako plodící materiál.

Protože vývoj komponent blanketu pro zařízení DEMO je stále ve stádiu návrhu, dá se očekávat, že v průběhu dalšího vývoje budou provozní parametry i geometrie upravovány. Pravděpodobně však jeden z těchto konceptů bude vybrán pro použití v zařízení DEMO1. Vhodné řešení musí vedle zmíněných funkcí splňovat i další požadavky - modul blanketu musí být testovatelný v zařízení ITER a musí být vhodný pro využití oceli Eurofer97 jako konstrukčního materiálu. V současné fázi výzkumu zatím žádný z návrhů nespĺňuje všechny potřebné funkce a požadavky, proto se očekává, že v následujících letech bude vývoji této součásti věnována zvýšená pozornost. Jednotlivé koncepty jsou dále stručně popsány.

1.2.1 KONCEPT HCPB

Pro chlazení první stěny a dalších konstrukčních stěn se využívá helium stlačené na 8 MPa. Jako plodící materiál jsou uvažovány keramické kuličky z materiálu Li_4SiO_4 nebo Li_2TiO_3 umístěné v určitých kanálech mezi stěnami blanketu. Průměry těchto kuliček jsou řádově desetiny milimetru. Další prostory modulu jsou pak vyplněny kuličkami z beryllia, které mají funkci multiplikátoru neutronů. Poměr beryliových a keramických kuliček je přibližně 4:1. Mezi keramickými kuličkami také protéká helium pod nižším tlakem (0,3 MPa), které z blanketu odvádí vzniklé tritium. To je pak z helia separováno mimo blanket.



Obr. 3 Současné koncepty blankety Eurofusion (Li Puma, a další, 2012)

1.2.2 KONCEPT DCLL

Jde o duálně chlazený typ blankety. Helium je využito pro chlazení první stěny a ostatních konstrukčních stěn blankety, zároveň je teplo odváděno tekutou eutektickou směsí olova a lithia proudícího při relativně vysokých rychlostech (řádově $\text{cm}\cdot\text{s}^{-1}$ (Melichar, 2015)). Lithium obsažené v této směsi má zároveň funkci plození tritia.

1.2.3 KONCEPT HCLL

Tento typ blankety využívá jako chladivo helium podobně jako koncept HCPB. Plodícím materiálem je eutektická slitina olova a lithia proudící magnetickým polem při nízkých rychlostech z důvodu minimalizování tlakové ztráty. Hmotnostní obsah lithia je 15,8 %, lithium je současně nutné obohatit na 90 % obsahu izotopu ^8Li .

1.2.4 KONCEPT WCLL

Jedná se o jediný typ blankety chlazený vodou s parametry podobnými jako u tlakovodních reaktorů. Voda bude proudit ve dvou separovaných okruzích – jeden bude určen pro chlazení první stěny, druhý pro chlazení konstrukčních stěn umístěných v množivé zóně. K plození tritia bude

použita eutektická slitina podobně jako u koncepce s HCLL blanketem. Použitím vody jako chladiva vznikají zásadní rozdíly od ostatních konceptů, toto řešení přináší výhody i nevýhody. Mezi výhody patří zlepšení chlazení první stěny, nízká stlačitelnost a tím menší potřebný výkon čerpadla (na rozdíl od heliového kompresoru) a dostupnost. Nevýhodou vodního chlazení o parametrech chlazení tlakovodních reaktorů je omezení maximální výstupní teploty chladiva na 325 °C, což má za následek nižší termodynamickou účinnost oběhu oproti konceptu využívajícím chladivo ve formě plynu, aktivace prvků obsažených ve vodě a zvýšená náchylnost konstrukčních materiálů ke korozi.

1.3 VÝVOJ KONCEPTU WCLL

Podrobnější analýza je již zaměřena pouze na koncept WCLL. Vzhledem k nutnosti dodržet stanovená teplotní omezení zejména ze strany konstrukčního materiálu blanketu (Eurofer97) a současně s tím zajistit účinný odvod tepla z první stěny na bázi komerčně dostupných řešení, chlazení pomocí tlakových vodních kanálů je v současnosti stále nejperspektivnějším řešením.

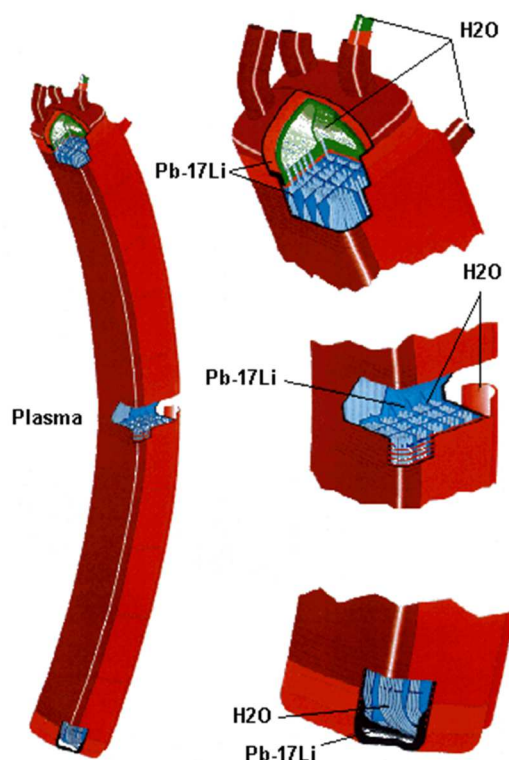
Design vodou chlazeného blanketu WCLL je založen na studiích provedených od 90. let 20. století ((Maisonier, 2015), (Aubert, a další, 2014), (Aubert, a další, 2015) (Barret, a další, 2016) a (Boccaccini, a další, 2016)) zpracovaných v rámci Evropské dohody o fúzním výzkumu EFDA a byl navržen francouzskou organizací CEA. Chladivem první stěny je voda, množivá zóna je vyplněna tekutým eutektickým kovem PbLi (olovo-lithium). Způsob chlazení je postaveno na zkušenostech s reaktory typu PWR. Tomu také odpovídají provozní parametry chladicí vody a počítá se s použitím velmi podobného sekundárního oběhu a s podobnou tepelnou účinností.

První koncept jednomodulového uspořádání segmentů pochází z roku 1995. Jedná se o modul banánového tvaru vyplňující podstatnou část vnitřní resp. vnější obálky toroidní vakuové nádoby. Modul předpokládal horní odvod chladicí vody, která byla od množivé zóny oddělena dvojitou stěnou. Množivý materiál byl Pb-17Li (17 % obsah lithia). Mělo se jednat o testovací blanket pro reaktor ITER.

Vzhledem k úsporným opatřením výzkumu v rámci EFDA byl tento koncept pro projekt ITER v roce 2002 nakonec zastaven s cílem zaměřit se na testování pouze těch blanketů, které jsou chlazeny vysokotlakým heliem a které jsou kompatibilní s více množivými zónami (Hang, a další, 2013), (Bhuya, a další, 2013).

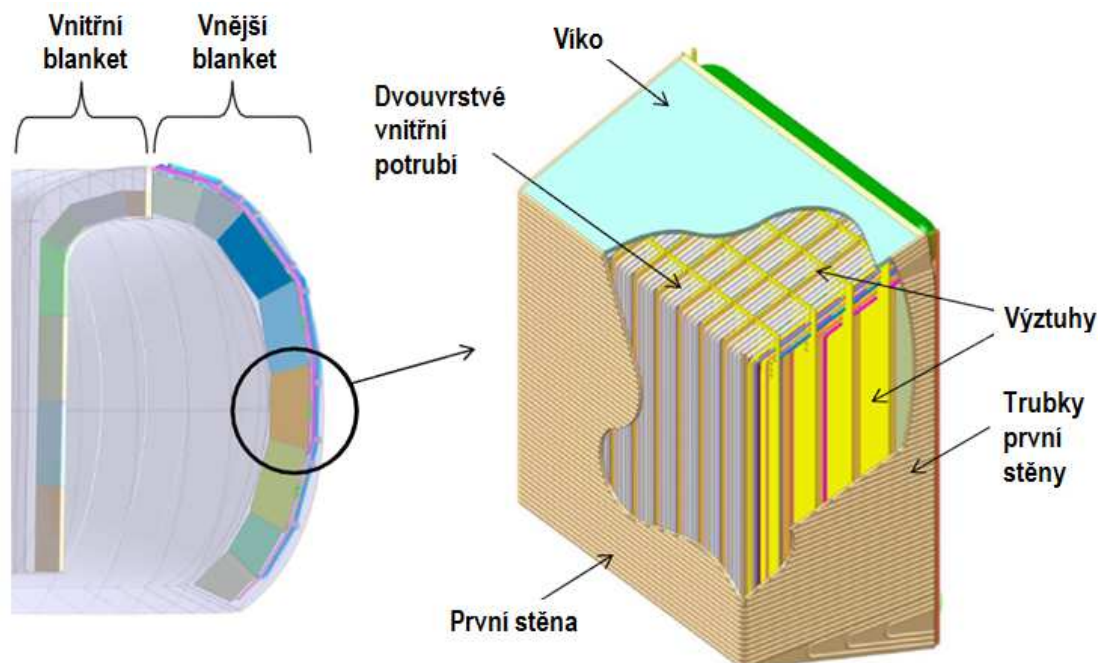
Současný koncept (WCLL Concept 2012) cílí na přímou aplikaci v budoucím fúzním reaktoru DEMO1 s pulzním režimem provozu a vychází z Koncepční studie elektrárny (PPCS - Power Plant Conceptual Study), modelu A (Maisonier, a další, 2005), viz Obr. 5. Hlavní změnou od předchozích konceptů je rozdělení jednotlivých segmentů toroidu na menší snadno vyměnitelné

moduly. Podle umístění je lze rozdělovat na vnitřní (7 kusů) a vnější moduly (8 kusů), přičemž každý z modulů má vzhledem ke svému umístění specifický tvar. Oproti předchozím návrhům modulové blanketky lépe vyplňují prostor vakuové komory a plazma tak získává více prostoru. Při selhání jednoho modulu se navíc nemusí vyměňovat celý segment, ale pouze vadný modul. Vstupní a výstupní potrubí pro chlazení a plnění množivé zóny je vyvedeno v zadní části modulu. Vnitřek modulu je vyztužen mřížováním v podobě silných desek, tak aby se zmírnilo elektromagnetické zatížení a tlakové pulzace uvnitř modulu. Hlavním konstrukčním materiálem je stanoven již Eurofer97.



Obr. 4 „Single Box“ desing WCLL blanketu (Hang, a další, 2013)

Modul má dva separované chladicí systémy. Prvním je chlazená čistě první stěna a druhý chladí množivou zónu pomocí dvoustěnného potrubí (podélně svařované) s měděnou mezivrstvou. Tím je umožněna regulace chlazení blanketu. Směs olova a lithia vlivem pohlcování vysoké energie v plazmatu produkovaných neutronů akumuluje značnou část tepla, ale vzhledem k nízké rychlosti proudění (10-50x recirkulace/den) se nevyužívá jako efektivní způsob odvodu tepla. Dalším důvodem horší efektivity chlazení pomocí tekutých kovů jsou MHD ztráty způsobené působením magnetického pole. Celkově tento efekt zpomaluje proudění, ale zároveň také intenzifikuje korozi styčných ploch.



Obr. 5 Detail vnějšího modulového blanketu označovaného V2 (Aubert, 2013)

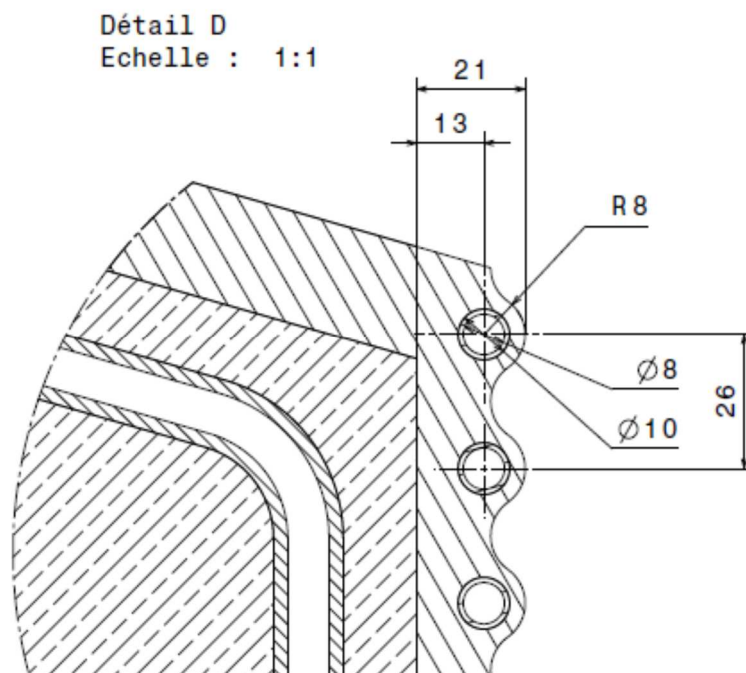
Pro blanket WCLL se očekává použití vody jako chladiva v podmínkách odpovídajících typickým podmínkám tlakovodního reaktoru (PWR), a to se vstupní/výstupní teplotou 285/325 °C a tlakem 15,5 MPa. Hmotnostní průtok chladiva je rozdělen do jednotlivých modulů blanketu a např. pro ekvatoriální modulový blanket je navržen celkový hmotnostní průtok 6,18 kg·s⁻¹ (Aubert, a další, 2014).

První stěna modulu blanketu má podle základního designu celkovou tloušťku 21 mm a rozteč trubek je 26 mm. Vnitřní průměr všech trubek je 8 mm s tloušťkou stěny 1 mm. Potrubí první stěny směřuje v radiálně toroidálním směru, potrubí chlazení množivé zóny vede v radiálně poloidálním směru. Minimální tloušťka první stěny před stěnou vakuové nádoby je 3 mm plus tloušťka stěny trubky 1 mm. Koncept WCLL blanketu má historicky definované dvě geometrické verze stěny vystavené plazmatu: první je se zvlněným povrchem, který optimalizuje tepelnou účinnost, a druhá je s rovinným povrchem, který byl navržen pro jednodušší vyrobiteľnost (Aubert, a další, 2014). Vertikální řez konceptu se zvlněným povrchem je na Obr. 6.

Hodnoty rychlosti průtoku chladiva se liší podle tepelné zátěže jednotlivých blanketů, rámcově se pohybují od 2,3 do 4,3 m·s⁻¹ (průměrná 3 m·s⁻¹) u první stěny a od 0,7 do 3,3 m·s⁻¹ v množivé zóně. Pro všechny moduly se předpokládá shodné tepelné zatížení 0,5 MW·m⁻². Exponovaná plocha modulu je 2,18 m² a celkový výkon modulu podle (Aubert, 2013) je 4,59 MW. První stěna modulu odvede 1,44 MW a množivá zóna dalších 3,15 MW tepelné energie generované

zpomalováním a absorpcí neutronů. Aby se zabránilo radiačnímu křehnutí, poklesu pevnosti a snížení meze pevnosti při creepu, maximální výpočtová teplota pro Eurofer97 je stanovena na 550 °C.

Blanket je navržen tak, aby bylo zaručeno, že nedojde k podchlazenému varu. Vznikající var sice navyšuje přestup tepla, ale je nežádoucí vzhledem k urychlování koroze a vzhledem k délce a malé tloušťce potrubí, která by podporovala vznik vibrací.



Obr. 6 Vertikální řez první stěnou (Aubert, 2013)

2 ZVYŠOVÁNÍ ODVODU TEPLA Z WCLL BLANKETU

Podmínky a omezení odvodu tepla z blanketu WCLL vychází z údajů uvedených v kapitole 1.2.2. V minulosti provedené analýzy ukázaly, že za uvedených omezení a pro definovanou rychlost chladiva na vstupu $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (tj. pro kanál o průměru 8 mm se jedná o hmotnostní průtok $0,1136 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$) je pro rovinný povrch první stěny maximální dosahovaný odváděný výkon okolo $0,75 \text{ MW}\cdot\text{m}^2$ (Zácha, a další, 2019). Vzhledem k očekávanému přechodovému zatížení první stěny v řádu jednotek $\text{MW}\cdot\text{m}^2$ (dle (Wenninger, a další, 2017) $6\text{-}7 \text{ MW}\cdot\text{m}^2$) je tedy žádoucí hledat řešení, která umožní odváděný výkon v rámci definovaných omezení významně navýšit.

Podle současných poznatků poskytuje vodní chlazení nejlepší schopnost odvádět vysoký tepelný tok pomocí různých intenzifikačních metod přenosu tepla. Hledaná řešení tak mohou zahrnovat využívání vhodných technik zvyšujících přenos tepla do chladiva (Wenninger, a další, 2017). Druhou možností je snižování teplotní zátěže konstrukčního materiálu, což bylo řešeno náhradou rovinného povrchu první stěny za zvlňený. Třetím řešením je snížením teploty chladiva na vstupu do chladicího kanálu. Všechny tři uvedené možnosti jsou dále analyzovány.

2.1 ZVYŠOVÁNÍ PŘENOSU TEPLA DO CHLADIVA

Výzkum zaměřující se na zvyšování přestupu tepla na straně chladiva probíhá již desítky let. Jedná se o snahu navýšovat součinitel přestupu tepla, který je úzce spojen s růstem Reynoldsova čísla, tj. i mírou turbulence. V principu jde o narušování vazké podvrstvy a o její urychlení, což následně umožňuje zintenzivnit přenos tepelné energie do chladnějšího proudu dále od středu proudu. Toho využívají metody promíchávající proud tekutiny.

Největší vliv mají metody rozrušující laminární podvrstvu u stěny, například stáčení proudu kolmým směrem na stěnu. Podle (Webb, 1994) lze techniky zvyšování přestupu tepla obecně rozdělit na tzv. aktivní a pasivní. Pasivní metody využívají vložených geometrií či vlastností povrchů a tekutin. Pro aktivní metody je potřeba externí zdroj energie.

2.1.1 AKTIVNÍ TECHNIKY

Aktivní techniky využívají vnějších zdrojů energie pro pohyb povrchu kanálu či jeho vibrací. Dále je možné aktivně ovlivnit tekutinu pomocí vibrací nebo elektrostatickým polem, které působí na dielektrika, čímž je polarizuje. Tímto způsobem lze dosáhnout větší vodivosti dielektrika. Použití

trysek zase ovlivňuje směr proudu nebo cíleně proud směřuje proti tepelně zatěžované stěně. Mezi aktivní techniky patří:

- Mechanické prostředky – jsou využívány ve velké míře v chemickém a zpracovatelském průmyslu, jako např. škrabky pro míšení poblíž povrchů.
- Povrchové vibrace – jedná se o nízko- i vysokofrekvenční vibrace, které se používají primárně pro zvyšování přenosu tepla při jednofázovém proudění.
- Vibrace tekutiny – generuje se pomocí pulzací od 1 Hz až po oblast ultrazvuku. Jsou často vhodnějším řešením než vibrace povrchové, a to z důvodu velké hmotnosti většiny výměníků tepla. Tato technika se využívá primárně pro jednofázové kapaliny.
- Elektrostatická pole - využívají se pro dielektrické kapaliny (např. voda), u kterých lze dosáhnout větší vodivosti. Cílem je dosáhnout intenzivnějšího objemového míšení kapaliny v blízkosti teplosměnné plochy. Techniku lze využívat jak se stejnosměrným, tak se střídavým proudem.
- Vstřikování - využívá se zde přívod plynu přes porézní teplosměnný povrch do proudu kapaliny nebo vstřikování stejné kapaliny před vstupem do oblasti přenosu tepla. Vstřikovaná látka zde obecně zvyšuje jednofázový tok kapaliny.
- Odsávání - zahrnuje odstraňování páry z bublinkového nebo filmového varu, nebo v případě jednofázového proudění odvádění tekutiny přes porézní vyhřívaný povrch.
- Tryskání proudu – jedná se o tryskání jednofázové kapaliny kolmo nebo šikmo na tepelně zatěžovaný povrch. Lze použít jednu nebo více trysek, přičemž řešení umožňuje i vznik varu kapaliny.

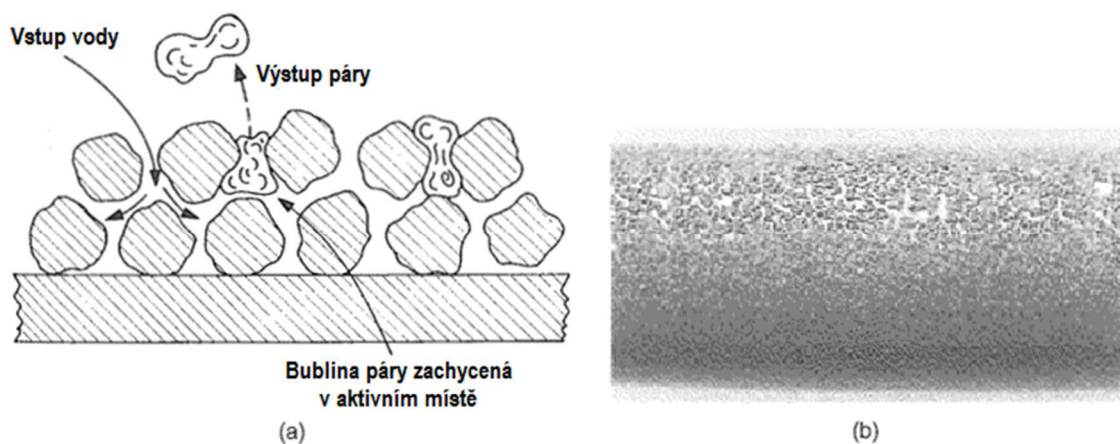
2.1.2 PASIVNÍ TECHNIKY

Většina komerčních metod využívá pouze pasivních technik. Důvodů je několik: větší spolehlivost, nižší náklady a menší zátěž pro okolní součásti. Mezi pasivní techniky patří povlakování nebo zdrsňování povrchů, rozšiřování povrchů, vkládání vhodných prvků do průtokového kanálu, resp. prostředky pro víření proudu. Dále lze využít princip spirálových trubek, změny povrchového napětí na stěnách nebo je možné do proudícího média přidávat aditiva. Jednotlivé techniky jsou níže popsány detailněji.

Povlakované povrchy

Povlakování povrchů zahrnuje jak kovové, tak nekovové materiály. Patří sem např. nesmáčivé povlaky, jako je teflon, který podporuje kapkovou kondenzaci, nebo hydrofilní povlaky podporující odvod kondenzátu na žebrech výparníku, čímž dochází ke snížení poklesu tlaku vlhkého vzduchu. Pro zvýšení efektu bublinkového varu lze používat jemný porézní povlak. Obr. 7 (a) zobrazuje řez slinutým porézním kovovým povlakem používaným právě pro bublinkový var.

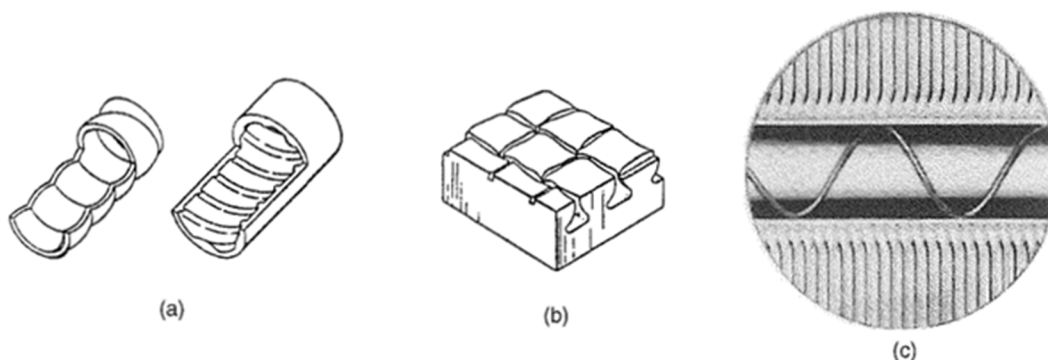
Velikost částic povlaku je řádově 0,005 mm. Na Obr. 7 (b) jsou částice o velikosti přibližně 0,5 mm slinuté k povrchu. Tento druh povrchu používá ke zvýšení jednofázové konvekce nebo kondenzace.



Obr. 7 Povlakované povrchy

Zdrsněné povrchy

Drsnost má velice specifický vliv na mezní podvrstvu, neboť je k ní přímo přilehlá. Zdrsněním se nepatrně zvětšuje kontaktní plocha a dále dochází k ovlivnění proudění přímo u stěny způsobující vznik vírů. Za hydraulicky drsný povrch lze považovat ten, u kterého absolutní drsnost převyšuje velikost laminární podvrstvy, čímž je laminární proudění narušeno. Naopak, hydraulicky hladké povrchy jsou ty, kde je absolutní drsnost povrchu menší než velikost laminární vrstvy (Malec, 2015).



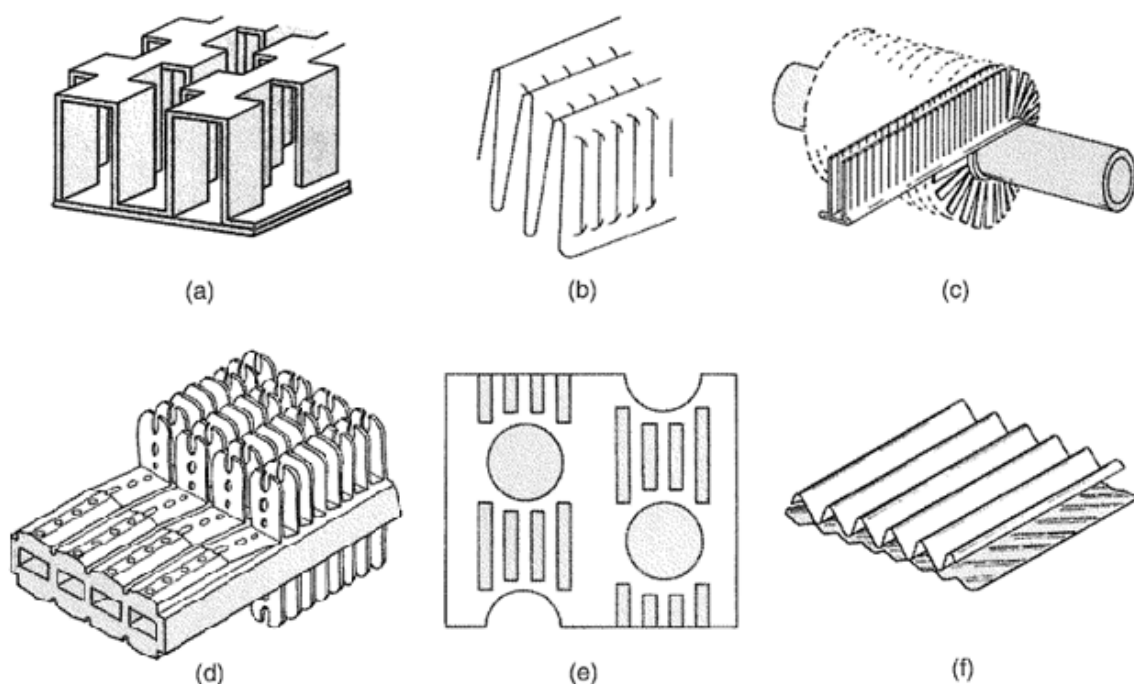
Obr. 8 Zdrsněné povrchy

Zdrsněné povrchy mohou být buď součástí základního povrchu (tzv. integrální řešení), nebo jsou tvořeny speciální (neintegrovanou) vrstvou přiléhající k povrchu. Zdrsnění základního povrchu vzniká obráběním, nebo změnou struktury povrchu. Pro jednofázové proudění je drsnost vytvářena

tak, aby docházelo k podpoře míšení kapaliny v mezní vrstvě, tj. poblíž povrchu. Obr. 8 (a) ukazuje dva příklady zdrsnění základního materiálu stěn trubek, vytváření hrubého povrchu obráběním kovu však obecně nepatří k ekonomicky vhodným přístupům. Obr. 8 (b) zobrazuje vylepšené zdrsnění povrchu, které umožňuje tvorbu bublinkového varu. Strukturování povrchu zde uměle vytváří nukleační místa, což oproti hladkému povrchu způsobuje odvod výrazně vyšších tepelných toků. Jako příklad neintegrálního řešení je umístění vinutého drátu podél stěny, viz Obr. 8 (c). Toto řešení vytváří periodické narušování mezní vrstvy.

Rozšířené povrchy

Rozšiřování plochy povrchů je používáno v mnoha typech výměníků tepla. Ke zvětšování kontaktních ploch dochází samozřejmě i v rámci dalších řešení (např. u zdrsněných povrchů), zde se však jedná o zcela účelové a významné zvýšení velikosti plochy. Z Newtonova ochlazovacího zákona je patrné, že tepelný odpor lze snížit buď zvýšením součinitele přestupu tepla, nebo teplosměnné plochy, resp. zvýšením obou těchto parametrů.

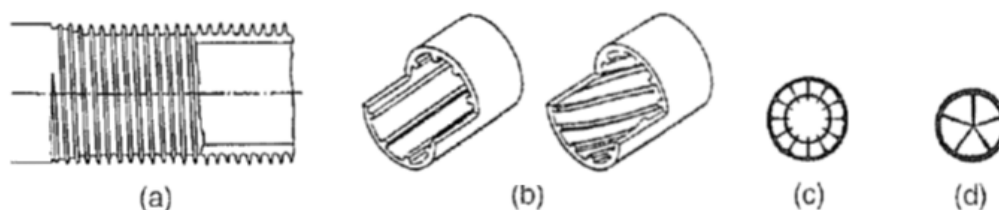


Obr. 9 Rozšířené povrchy pro plyny

Použití hladkých žebér může poskytnout pouze zvětšení plochy, avšak vytvoření specifického tvaru žebrování umožňuje také zvýšení součinitele přestupu tepla. Obr. 9 ukazuje různé způsoby zvětšování povrchů pro plyny. Obr. 9 (a) zobrazuje ofsetová pásová žebra používaná

v deskových výměnících tepla, (b) lamelová žebra používaná v automobilových výměnících tepla, (c) segmentová žebra pro kruhové trubky, (d) zobrazuje hliníkovou trubku s integrovanými lamelami, (e) žebra ve formě deskových mřížek a (f) vlnité desky používané v rotačních regeneračních výměnících.

Tato řešení umožňují opakovaně tvořit a rušit tenké tepelné mezní vrstvy. Z důvodu vyšších dosahovaných součinitelů přestupu tepla se u kapalin obvykle používají mnohem menší výšky žeber, než jak je typické pro plyny.



Obr. 10 Rozšířené povrchy pro kapaliny

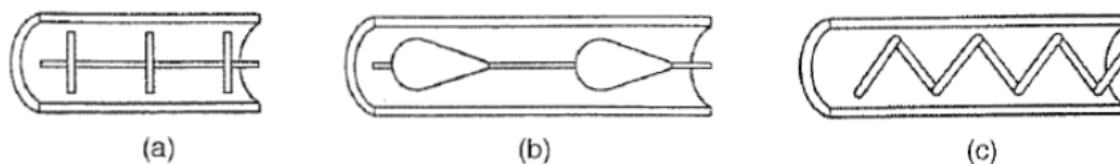
Příklady tvarových úprav povrchů pro kapaliny jsou znázorněny na Obr. 10. Řešení (a) ukazuje vnější žebrování trubky, (b) axiální a helikální provedení vnitřního žebrování trubek, (c) řez koncentricky spojenými trubkami s vnitřním žebrováním a (d) pětiramennou extrudovanou hliníkovou vložku, která je do trubky nalisována tak, aby vzniklý kontakt umožňoval spolehlivý přenos tepla vedením.

Zvětšení přestupní plochy je často používaná metoda, která využívá žebrování, výstupků, drážek nebo do jisté míry i velkou drsnost. Výstupky vedené čistě v axiálním směru zvětšují pouze přestupnou plochu. Radiálně vedené výstupky navíc způsobují výrazné promíchávání v mezní vrstvě. Zvýšení koeficientu přestupu tepla se tak v praxi dosahuje speciálně tvarovanými a stočenými nebo převážně radiálními výstupky či žebry. Rozdíl mezi stočenými a spirálovými žebry spočívá v úhlu jejich natočení. U stočených žeber je proud spíše roztáčen a dochází k mírné tvorbě vírů. Při použití šroubovitých žeber je proud vířen přechodem přes žebra a jeho rotace je minimální. Efektivní výška žebra je omezena součinitelem přestupu tepla a tepelnou vodivostí materiálu přestupní plochy (Webb, 1994). Použití vysokých žeber u kapaliny a materiálu s nízkou tepelnou vodivostí by tak mělo za následek jejich celkově nízkou účinnost. Nižší velikost žeber má navíc lepší poměr přestupu tepla a třecích ztrát.

Větší úhel zatočení šroubovice má vliv na růst Nusseltova čísla, což znamená větší potenciál pro přestup tepla (Zdaniuk, a další, 2008). Zatočené výstupky mohou být provedeny buď závitníkem či kroucením trubky. Žebrování umožní zvětšení přestupní plochy přibližně o 50 % a více. Jejich účinnost je výrazně vyšší u laminárního, než u turbulentního proudění (Webb, 1994).

Vložené prvky

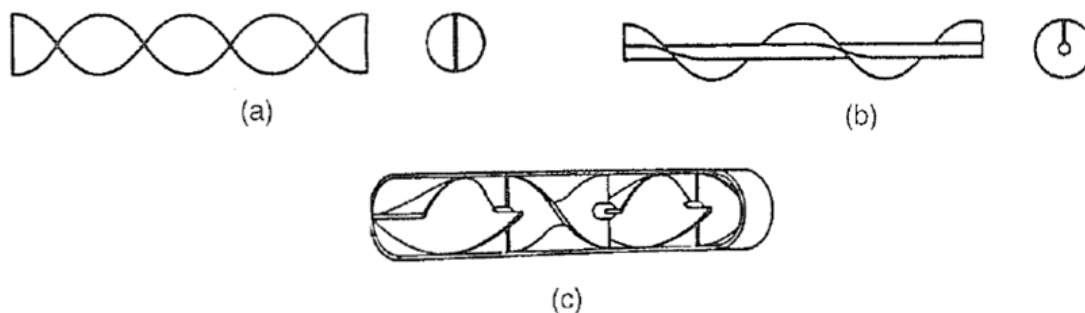
Vložené prvky jsou prostředky vsunuté do průtočného kanálu a působí na zvýšení přenosu tepla do teplosměnné plochy nepřímo. Používají se pro jedno- i dvoufázové proudění. Řešení uvedené na Obr. 11 – vložené disky (a) a vložky aerodynamického tvaru (b) způsobují míšení v hlavním proudu a také v oblasti stěny. Vinutý drát na Obr. 11 (c) je umístěn v blízkosti mezní vrstvy, čímž je podpořeno míšení přímo v mezní vrstvě bez významnějšího vlivu na změny v hlavním proudu kapaliny. Vložené prvky jsou umístěny v pracovním prostoru trubek bezkontaktně, proto je možné je využívat pouze při nižších průtocích, které nezpůsobují přílišnou vibraci těchto prvků.



Obr. 11 Vložené prvky

Prostředky turbulizace proudu

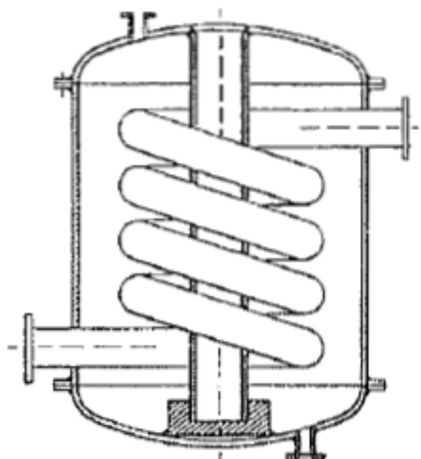
Prostředky zvyšující stupeň víření proudu zahrnují řadu geometrických úprav nebo vložených elementů, které se používají při nuceném proudění a které vytvářejí rotační nebo sekundární proudění. Mezi taková zařízení patří vložky s kroucenou páskou (Obr. 12 (a)) nebo prvky generující vír na vstupu do kanálů nebo šroubové vinutí kolem středového vodícího drátu (Obr. 12 (b)). Obr. 12 (c) zobrazuje přerušovanou kroucenou pásku s vystřídánými směry natočení, která je vhodná pro laminární proudění. Tento prvek střídavě víří proudění ve směru a proti směru hodinových ručiček.



Obr. 12 Prostředky turbulizace proudu

Vinuté trubky

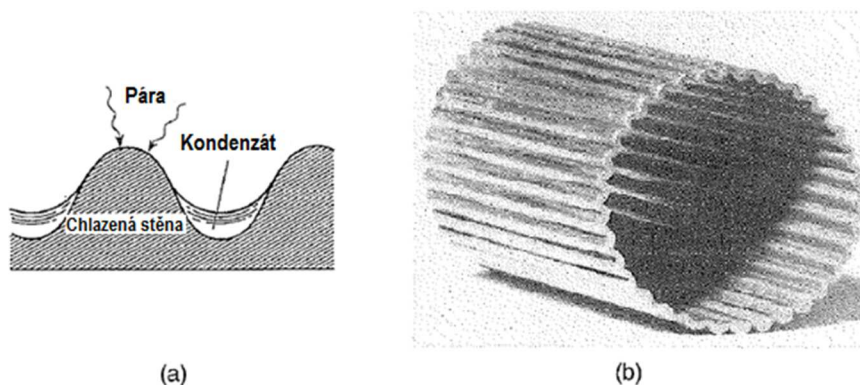
Šroubovitě vinuté trubky (Obr. 13) mohou zajistit větší kompaktnost výměníků tepla. Sekundární proudění, které se tvoří ve stočené trubici, vytváří vyšší jednofázové součinitele přestupu tepla a také zlepšuje přestup tepla ve většině varných režimů. Nicméně aby byl nárůst přestupu tepla přijatelný, je nutné docílit co nejmenšího průměru vinutí.



Obr. 13 Výměník se šroubovitě vinutou trubkou

Prostředky měnící povrchové napětí

Pomocí drážkování lze v trubce dosáhnout na povrchu stěn různého povrchového napětí. Změna povrchového napětí vytváří síly, které podporují odvod kondenzátu nebo transportu vodního filmu, viz Obr. 14. Zde je uveden příklad tvorby vodního filmu v drážkách (a) a drážkovaná trubka pro kondenzaci ve vertikálním směru (b). Součinitel přestupu tepla při kondenzaci přitom roste se snižující se tloušťkou filmu.



Obr. 14 Prostředky měnící povrchové napětí

Aditiva

Aditiva lze rozdělit na přísady do kapalin a plynů. Do kapalin se přidávají jak při jednofázovém proudění, kam patří pevné částice nebo bubliny plynu, tak do varných systémů v podobě stopového množství kapalné přísady. Aditiva přidávaná do plynů zahrnují kapičky kapaliny nebo pevné částice.

2.1.3 SHRUTÍ A VÝBĚR VHODNÝCH TECHNIK PRO PRVNÍ STĚNU

Z uvedeného seznamu technik, které se v široké průmyslové praxi osvědčily, je pro účely přenosu tepla ve fúzních elektrárnách nutné vyloučit ty, které principiálně není možné použít. Souhrnně sem patří všechny aktivní techniky, jež pro svou aplikaci využívají vnějších zdrojů energie pro pohyb povrchu kanálu či jeho vibrací. Vzhledem k vysokým neutronovým tokům a zajištění vysoké provozní spolehlivosti nelze využívat ani aditiv. Také povlakování povrchů jinými než obecně definovanými materiály je nepřijatelné. U pasivních technik je také vhodné se zaměřit pouze na řešení využitelná pro jednofázové proudění tekutin v přímém potrubí. Z uvedeného přehledu pasivních technik tak zůstávají k dispozici zdrsňené vnitřní povrchy trubek, prostředky turbulizace proudu, případně vložené prvky, u kterých je nutné zajistit stěnové ukotvení pro potlačení vibrací. Z nich byla dále vybrána taková řešení, která se v technické praxi pro rovné kanály kruhového průřezu nejvíce osvědčila.

Zdrsňené povrchy

V oblasti povrchových úprav se jedná o trubky se spirálovým žebrovaním. Tato žebrovaní s jednoduchými nebo křížovými drážkami se obvykle používají pro zlepšení kondenzace a odpařování chladiva na vnitřní straně trubek (Brognaux, a další, 1997), (Nagarajan, a další, 2010). Byl také sledován vliv výšky a šířky drážek, resp. žeber (Zdaniuk, a další, 2008).

Prostředky turbulizace proudu

V oblasti vložených elementů podporujících turbulizaci proudu byly vybrány široce zkoumané kroucené a vrtulové pásy.

Kroucené pásy se běžně instalují do trubkových výměníků tepla s cílem podpory míšení tekutiny mezi centrální oblastí a prostorem v blízkosti stěny. Pásy jsou vhodné díky své tepelné účinnosti, a to jak pro jednofázové, tak dvoufázové proudění včetně případů zahrnujících var či kondenzaci. Obr. 15 ukazuje typickou konfiguraci kroucené pásy. Existuje mnoho studií zabývajících se účinností kroucené pásy včetně několika úprav pro další zvýšení přenosu tepla, jako

je kroucená páska v trubce se spirálovými drážkami, vlnitou trubkou, důlkovanou trubkou, vinutého drátu a další (Bhuya, a další, 2013), (Hasanpour, a další, 2014).



Obr. 15 Typická konfigurace zkroucené pásky (Hasanpour, a další, 2014)

Vrtulová páska zahrnuje modifikované vinutí na středovém drátu. Pro zvýšení poměru přestupu tepla jsou široce používány vhodné modifikace, jako jsou různé šířky nebo intenzita kroucení pásek, vlastní řešení středového drátu atd. (Hang, a další, 2013), (Sivashanmugam, a další, 2007).

Jak vrtulová, tak kroucená páska generují v kruhovém kanálu podobné vířivé proudění, vykazují ale odlišné charakteristiky proudění. Zatímco u vrtulové pásky se vířivý tok po šroubovité dráze pohybuje celým kanálem, kroucená páska rozděluje kanál na dva paralelní proudy, a tedy vířivý proud je v nich částečně omezen, resp. usměrněn.

Všechny použité techniky obecně vyvolávají turbulence v blízkosti stěny kanálu a celkově udržují dynamiku proudění. Vyšší intenzita turbulence tekutiny v blízkosti stěny způsobuje vyšší promíchání tekutiny a účinně tak působí na mezní vrstvu, což má za následek zlepšení přenosu tepla konvekcí (Bhuya, a další, 2013). Současně platí, že všechna řešení kromě zvýšené intenzity přestupu tepla zvyšují také tlakovou ztrátu. Získaný pozitivní efekt v podobě zvýšené intenzity odvodu tepla má tak na druhou stranu dopad na zvýšené provozní náklady ve formě čerpacího výkonu. Aby bylo možné tyto dva protichůdné efekty vzájemně porovnávat, vznikla řada studií zaměřených na zlepšení přenosu tepla ve vztahu k doprovodným tlakovým ztrátám v trubkách s různými geometrickými konfiguracemi. Cílem bylo najít optimální vztah mezi těmito dvěma opačnými vlivy, přičemž hlavním kritériem pro výběr optimálních geometrických konfigurací je vysoká hodnota faktoru tepelného výkonu (TPF – Thermal Performance Factor, η_{TPF}), který je funkcí součinitele přestupu tepla, termodynamických vlastností proudící kapaliny, geometrie kanálu a tlakových ztrát. Podrobnější popis faktoru viz kapitola 3.

Jako příklad použití TPF faktoru lze uvést přehled různých kroucených pásek v turbulentním proudění (Hasanpour, a další, 2014), kde jsou v přehledu téměř všechny pozorované kanály s Reynoldsovými čísly do hodnoty 27 000. Nejvyšších hodnot TPF faktoru dosahuje obdélníková

kroucená páska, podrobně popsána v (Salam, a další, 2013), přičemž pro naměřený rozsah $Re <10\ 000; 19\ 000>$, bylo zjištěno, že faktor η_{TPF} je v rozsahu 1,9 až 2,3 a zvyšuje se s nárůstem Reynoldsova čísla. Studie (Mwesigye, a další, 2016) se zabývá CFD modely s oddělenými kroucenými páskami (tj. bez přímého kontaktu se stěnou kanálu). Ve studii předložené hodnoty η_{TPF} pro Re do 750 000 jsou v intervalu 0,72 a 1,15, maximálních hodnot η_{TPF} je dosahováno kolem $Re = 400\ 000$. Na druhou stranu v hloubkové studii vrtulových pásek (Hang, a další, 2013), kde bylo dosahováno Re v intervalu $<4\ 000; 12\ 000>$, hodnota faktoru η_{TPF} byla mezi 1,58 a 2,35 a ve všech případech s nárůstem Reynoldsova čísla faktor klesal. Podobné závěry byly učiněny také v (Eiamsa-Ard, a další, 2014), kde byla analyzována případová studie na trubce osazené přerušovanými, pravidelně rozmístěnými kroucenými páskami. Všechny faktory TPF zde dosahovaly velikostí pod hodnotou jedna (0,78-0,97).

Vložené prvky

Vložené prvky svou konstrukcí a tvarem se podobají prostředkům turbulizace proudu. Kromě geometrického tvaru je hlavní rozdíl mezi nimi v tom, že vložené prvky nejsou v přímém kontaktu se stěnou kanálu, tj. přímo nezasahují do mezní vrstvy u stěny. K podstatnému míšení chladiva tak dochází většinou mimo mezní vrstvu, což má dva hlavní důsledky. Prvním je, že vliv na narušení mezní podvrstvy je omezený, na druhou stranu lze očekávat nižší tlakové ztráty. Vzhledem k samotnému umístění prvků bez kontaktu se stěnou určuje jejich základní použití pro nižší průtočné režimy a do kratších kanálů. Pro vysoké rychlosti a délky kanálů první stěny je tak pro zamezení vibrací, resp. až celkové destrukce prvků, nutné tyto prvky v kanále periodicky kotvit o stěny.

Aby bylo možné vzájemně porovnat vlivy prostředků turbulizace proudu a vložených prvků, byly z těchto důvodů i zde zvoleny tvary kroucených a vrtulových pásek. Jejich výška je pouze upravena tak, aby nedocházelo ke kontaktu se stěnou. Dále jsou tyto dva přístupy sjednoceny pod více používaný termín „promotéry turbulence“.

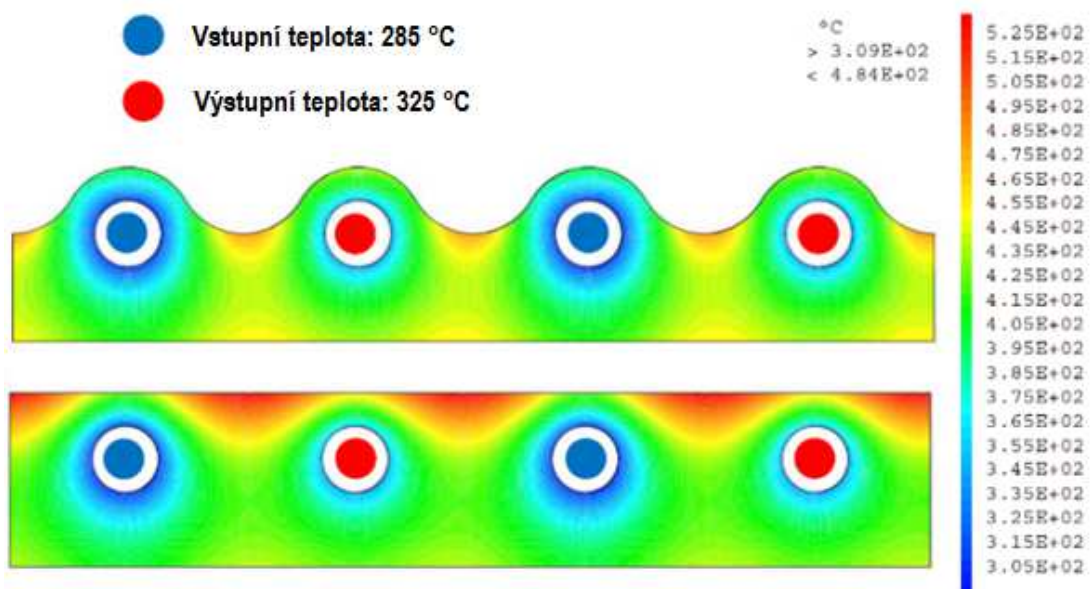
2.2 SNIŽOVÁNÍ TEPLOTNÍ ZÁTĚŽE KONSTRUKČNÍHO MATERIÁLU

Vysoký tepelný tok v řádu jednotek $MW \cdot m^{-2}$ působící na stěnu vyrobenou z materiálu s nízkou tepelnou vodivostí jako je Eurofer97 způsobuje vysoký teplotní gradient ve stěně, který v kombinaci s maximální provozní teplotou na exponovaném povrchu stěny omezuje maximální teploty chladicí kapaliny. Nízká teplota chladiva přitom může dramaticky snižovat účinnost výroby elektřiny nebo dokonce znemožnit odvádění energie z reaktoru kvůli požadovanému extrémnímu

hmotnostnímu toku. Chlazení první stěny fúzních energetických reaktorů tak představuje technologickou výzvu, která zahrnuje i další výzkum v oblasti snižování teplotní zátěže konstrukčního materiálu.

Jak již bylo zmíněno v kapitole 1.2.2, koncept WCLL blanketu má definované dvě geometrické verze stěny vystavené plazmatu: se zvlněným povrchem a s rovinným povrchem první stěny vystavené plazmatu. Na Obr. 16 je patrné vzorové srovnání tepelného zatížení obou geometrických verzí povrchu. Zvlněný povrch svým tvarem, který v blízkosti kanálů udržuje konstantní tloušťku konstrukčního materiálu vystaveného tepelnému toku, výrazně snižuje teplotní špičky v materiálu. V modelovém případě tak maximální teplota pro rovinný povrch činí 525 °C a pro zvlněný povrch pouze 484 °C. Současně platí, že první stěna je nejbližší plazmatu, ve kterém se generuje neutronový tok, takže snížené množství konstrukčního materiálu snižuje i parazitní neutronovou absorpci. Zvlněný povrch má však i své negativní stránky, jako je větší lokální eroze způsobené plazmatem (větší kontaktní povrch) a složitější výroba a čištění povrchu.

V současné době je pro elektrárnu DEMO koncepčně definována varianta s rovinným povrchem. S očekávaným rozvojem technologických procesů výroby PFC materiálů lze však předpokládat, že pro budoucí fúzní elektrárny může být volba geometrického tvaru plochy vystavené plazmatu opět přezkoumána, zejména z důvodů výrazně nižšího tepelného zatížení konstrukčního materiálu první stěny a celkově rovnoměrnější přenos tepla do vodního kanálu. Z těchto důvodů je studie zaměřena také na porovnání hodnot odvodu tepla mezi těmito dvěma tvarovými koncepty.



Obr. 16 Teplotní pole v první stěně se zvlněným (nahore) a rovinným povrchem (dole); tepelný tok: $0.5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ (Aubert, 2013)

2.3 SNIŽOVÁNÍ VSTUPNÍ TEPLoty CHLADIVA

Třetí možnost zvýšení schopnosti vysokého tepelného toku je založena na Fourierově zákoně:

$$q = \lambda_{EU97} \cdot \frac{T_{EU97} - T_w}{s} \quad [W \cdot m^{-2}] \quad (1)$$

kde λ_{EU97} je tepelná vodivost materiálu první stěny, T_{EU97} je teplota materiálu na povrchu vystaveném plazmatu, T_w je teplota na stěně kanálu a s představuje tloušťku materiálu. Pokud je materiál první stěny pevně stanoven, je tak pevně definována tepelná vodivost a maximální provozní teplota. Dále jsou pevně definované rozměry modulu, které vychází z použitého materiálu, výrobních procesů nebo provozních podmínek, jako je tlak chladicí kapaliny. Proto může být v rovnici upravována pouze teplota stěny kanálu T_w , tj. můžeme snížit vstupní teplotu chladiva.

Snížení teploty chladiva na vstupu způsobuje současně i nižší teplotu výstupní, což výrazně ovlivňuje celkovou termodynamickou účinnost chladicího okruhu a ve výsledku i účinnost celé elektrárny. Na druhou stranu, nižší teplota na výstupu z chladicího kanálu umožňuje vyšší teplotní potenciál chladiva pro následné chlazení dalších částí blanketu, které jsou umístěny dále od samotného plazmatu.

3 METODOLOGIE HODNOCENÍ ZVÝŠENÉHO ODVODU TEPLA

Pro kvalitativní zhodnocení zvolených geometrických úprav modulů první stěny WCLL blanketu jsou vydefinována vybraná kritéria zohledňující různé přístupy k hodnocení vhodnosti a účelnosti jednotlivých řešení a jejich kombinací. Primárním sledovaným kritériem je pro porovnání schopnosti přenosu tepla do chladiva součinitel přestupu tepla. Protože je však zvýšený přestup tepla spojen se zvýšenou turbulentní aktivitou, zvyšují se i tlakové ztráty, které jsou ve vztahu k provozu také zásadní. Z těchto důvodů jsou dále sledovány vybrané faktory tepelného výkonu. Pro porovnání tvarového řešení první stěny a účelnosti snižování teploty na vstupu do chladicích kanálů je pak hlavním sledovaným kritériem maximální dosažená teplota na stěně vystavené plazmatu.

Součinitel přestupu tepla lze stanovit analyticky z rovnice pro Nusseltovo číslo:

$$\alpha = Nu \frac{\lambda_F}{d_H} \quad [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (2)$$

kde $\lambda_F [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$ je tepelná vodivost tekutiny a $d_H [m]$ je charakteristický rozměr, v našem případě hydraulický průměr. Uvedená rovnice platí pro přestup tepla bez fázové přeměny. Pro čistě turbulentní konvektivní proudění je funkcí Reynoldsova a Prandtlova čísla. Pro výpočet hydraulicky hladkého kanálu je často používána Dittus-Boelterova rovnice:

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \quad [-] \quad (3)$$

kde $Re [-]$ je Reynoldsovo číslo a $Pr [-]$ Prandtlovo číslo. Rovnice (3) je aplikovatelná v rozsahu $10^4 < Re < 5 \cdot 10^6$ a $0,6 < Pr < 160$ (Holeček, a další, 2015). Reynoldsovo číslo vyjadřuje poměr mezi vztakovými a setrvačnými silami, a je také kritériem dynamické podobnosti při nuceném izotermickém proudění:

$$Re = \frac{\bar{w} \cdot d_H}{\nu} \quad [-] \quad (4)$$

kde $\bar{w} [m \cdot s^{-1}]$ je průměrná rychlost v řešené oblasti a $\nu [m^2 \cdot s^{-1}]$ je kinematická viskozita. Prandtlovo číslo vyjadřuje podobnost rychlostních a teplotních polí, a je definováno jako:

$$Pr = \frac{\nu \cdot c_p \cdot \rho}{\lambda_F} \quad [-] \quad (5)$$

kde $c_p [J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$ je měrná tepelná kapacita. Vztah (3) s využitím rovnic (4) a (5) se používají pro analytická řešení v daném rozsahu platnosti. Přesnost Dittus-Boelterovy rovnice

pro turbulentní proudění klesá s vyššími rozdíly teplot v tekutině, což v případě požadavku na větší přesnost vede ke komplexnímu řešení rovnic a iteračnímu přístupu s použitím např. vztahu Sieder-Tate:

$$Nu = 0,027 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0,14} \quad [-] \quad (6)$$

kde μ [Pa·s] je viskozita tekutiny při její průměrné střední teplotě a μ_w je viskozita tekutiny při teplotě povrchu. Vztah je platný pro $0,7 < Pr < 16700$ (Incropera, a další, 2000).

Vztahy (3) a (6) jsou navrženy pro hladké trubky a nedoporučuje se používat je jak v případě drsných trubek, tak pro složitější geometrie zahrnující např. i vložené prvky. Pro stanovení Nusseltova čísla existují i složitější vztahy a přístupy, které rozšiřují platnosti jednotlivých vztahů, vždy se však vykazovaná chybovost při kombinaci různých analytických přístupů pro rozdílné geometrie zvyšuje. Pokud navíc v porovnávaných variantách dosahují změny u sledovaných veličin malých hodnot, dosahované výsledky nemohou mít vysokou vypovídající schopnost.

Široce využívaným přístupem pro termohydraulické analýzy ve složitých geometriích jsou již řadu dekád tzv. CFD kódy. Jejich použití je výrazně výhodnější, protože vznikající chybovost se týká pouze dvou typů nejistot, kterými jsou numerická chyba daná kvalitou výpočetní sítě a použité numerické metody výpočetního modelu. Obě tyto nejistoty jsou však z pohledu přístupu pro všechny geometrické tvary podobná, a tedy pro účely vzájemného porovnávání zcela akceptovatelná.

Jedním z nejpoužívanějších CFD kódů je program ANSYS Fluent, který byl pro zpracování dat pro vzájemné hodnocení schopnosti odvodu tepla mezi řešenými variantami využit. Jeho stručný popis je uveden v kapitole 4.

Na základě provedených výpočtů lze následně definovat vhodná kritéria hodnocení zvýšeného přestupu tepla. Pro oblast přestupu tepla se jedná se o součinitel přestupu tepla a dva přístupy ke stanovení faktoru tepelného výkonu, pro analýzu celkového teplotního pole v modulu blanketu první stěny je to pak sledování maximální teploty stěny vystavené plazmatu. Všechna uvedená kritéria jsou níže popsána.

3.1 SOUČINITEL PŘESTUPU TEPLA

Newtonův ochlazovací zákon lze pro tepelný tok zapsat následovně:

$$q = \alpha \cdot (T_w - T_b) \quad [W \cdot m^{-2}] \quad (7)$$

kde T_b [K] je objemová teplota. Numerický přístup pomocí CFD technik umožňuje stanovit součinitel přestupu tepla přímo ze známého tepelného toku, resp. dodávaného tepelného výkonu Q , a z rozdílu průměrných teplot na stěně a v jádře proudu. Zprůměrovaný součinitel přestupu tepla lze tedy určit přímo ze vztahu (13):

$$\alpha = \frac{Q}{S \cdot (T_w - T_b)} \quad [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (8)$$

kde S [m²] představuje teplosměnnou plochu kanálu.

3.2 FAKTOR TEPELNÉHO VÝKONU

Hodnocení vlivu vybraných pasivních technik na zvýšení přenosu tepla je v provedené studii řešeno podobně jako ve výše uvedených pracích, kde byl shodně používán faktor tepelného výkonu TPF (η_{TPF}). Faktor je definován jako poměr změny Nusseltova čísla a součinitele tření tak, aby docházelo k porovnání koeficientů přestupu tepla mezi dvěma různě definovanými kanály při stejném čerpacím výkonu, který je pro provozní náklady nejrelevantnější. Nusseltovo číslo reprezentuje schopnost přenosu tepla a součinitel tření je parametrem čerpacího výkonu, resp. tlakové ztráty. Na základě studií (Hang, a další, 2013), (Bhuya, a další, 2013), (Zdaniuk, a další, 2008) a (Hasanpour, a další, 2014) se u faktoru TPF porovnávají hodnoty upraveného kanálu vůči kanálu referenčnímu, kterým je zde čistě průtočný kanál s hladkým povrchem:

$$\eta_{TPF} = \frac{Nu/Nu_0}{(f/f_0)^{1/3}} \quad [-] \quad (9)$$

kde Nu [-] a f [-] je Nusseltovo číslo a součinitel třecí ztráty pro upravený kanál a Nu_0 a f_0 pro referenční volný kanál. Nusseltovo číslo je dle (2) definováno jako:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d_H}{\lambda_F} \quad [-] \quad (10)$$

Koeficient přestupu tepla α je dán Newtonovým zákonem:

$$\alpha = \frac{q_t}{T_w - T_b} \quad [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (11)$$

kde q_t [W·m⁻²] je tepelný tok do stěny kanálu. Protože q_t lze určit ze vstupního parametru q (tepelný tok na povrchu vystaveném plazmatu), lze q_t definovat jako:

$$q_t = q \cdot \frac{b}{\pi \cdot d_H} [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (12)$$

kde b představuje šířku vyhřívaného povrchu. Když se rovnice (10) až (12) sloučí do jedné, Nusseltovo číslo lze zapsat jako:

$$Nu = \frac{q \cdot b}{\lambda \cdot \pi \cdot (T_w - T_b)} [-] \quad (13)$$

Tímto je dosaženo, že Nu je nezávislé na průměru kanálu d_H . Vzhledem ke konstantám v rovnici (5) může být poměr Nu/Nu_0 dále redukován na teplotní rozdíly, tj. rovnice (9) může být přepsána na:

$$\eta_{TPF} = \frac{(T_w - T_b)/(T_{w,0} - T_{b,0})}{(f/f_0)^{1/3}} [-] \quad (14)$$

Součinitel třecí ztráty lze určit z Darcy-Weisbachovy rovnice pro ztráty třením:

$$\Delta p_f = f \cdot \left(\frac{L}{d_H}\right) \cdot \left(\rho \cdot \frac{w_{avg}^2}{2}\right) [Pa] \quad (15)$$

kde L [m] je délka kanálu, ρ [kg.m⁻³] je hustota kapaliny a w_{avg} [m.s⁻¹] je střední rychlost v kanálu. Hydraulický průměr je závislý na skutečné geometrii kanálu s vloženými prvky. Pokud úprava kanálu způsobí vyšší nárůst Nusseltova čísla než je váha nárůstu třecích ztrát, dosáhne faktor tepelného výkonu vyšší hodnoty, než má referenční kanál. Hodnoty TPF faktoru vyšší než 1 tedy představují zlepšení celkových parametrů oproti referenčnímu kanálu.

Pokud se jedná o geometrie, kde nedochází k jiným než třecím ztrátám, pak lze uvažovat rovnost celkové tlakové ztráty při průtoku daným kanálem (Δp) a tlakovou ztrátou třením (Δp_f). V takovém případě lze určit součinitel třecí ztráty následovně:

$$f = \frac{\Delta p}{\left(\frac{L}{d_H}\right) \cdot \left(\rho \cdot \frac{w_{avg}^2}{2}\right)} [-] \quad (16)$$

3.3 ROZŠÍŘENÝ FAKTOR TEPELNÉHO VÝKONU

Při pohledu na rovnici stanovení η_{TPF} v rovnici (9) je patrné, že daný vztah zahrnuje pouze třecí ztráty a nezohledňuje zvýšené tlakové ztráty způsobené případnými lokálními efekty, jako je např. vliv náběžné hrany nebo žebrování. Je tedy zřejmé, že geometrické změny kanálů včetně vložených prvků vytváří dodatečné tlakové ztráty, jejichž vliv může být mezi jednotlivými řešeními výrazně jiný. Tyto ztráty mohou mít charakter jak třecích, tak lokálních ztrát a jsou obvykle způsobeny sekundárními toky vyvolanými zakřivením nebo recirkulací. Podobně jakou u tření, tyto přídavné ztráty jsou zhruba úměrné druhé mocnině průtoku a definováním koeficientu místních ztrát K lze přídavné ztráty zapsat jako:

$$\Delta p_l = \sum K \cdot \left(\rho \cdot \frac{w_{avg}^2}{2} \right) \quad [Pa] \quad (17)$$

kde ΣK představuje koeficienty všech přídavných ztrát uvažovaných v modelu. Tyto ztráty můžeme následně implementovat do Darcy-Weisbachovy rovnice:

$$\Delta p = \Delta p_f + \Delta p_l = \left(f \cdot \left(\frac{L}{d_H} \right) + \Sigma K \right) \cdot \left(\rho \cdot \frac{w_{avg}^2}{2} \right) \quad [Pa] \quad (18)$$

Přídavné ztráty se tak objevují ve všech případech používajících pasivních technik, vyjma volného kanálu. Rovnici (14) pro stanovení η_{TPF} lze tedy dále upravit tak, aby byly zahrnuty všechny ztráty. Pro tyto účely byl zaveden rozšířený TPF faktor (ETPF – Enhanced TPF), který namísto třecího faktoru zohledňuje celkové ztráty definované v (18). Rovnice (9) v takovém případě přejde na následující tvar:

$$\eta_{ETPF} = \frac{Nu/Nu_o}{(\Delta p/\Delta p_o)^{1/3}} \quad [-] \quad (19)$$

a zjednodušeně podle rovnice (14) na:

$$\eta_{ETPF} = \frac{(T_w - T_b)/(T_{w,0} - T_{b,0})}{(\Delta p/\Delta p_o)^{1/3}} \quad [-] \quad (20)$$

Termohydraulické výpočty prováděné metodami CFD všechny proměnné rovnice (20) poskytují přímo a tedy faktor ETPF (η_{ETPF}) může být určen na základě CFD výpočtů zcela. Jinými slovy, pro definici tlakových ztrát není třeba využívat žádné korelace, které jsou často definovány pro diametrálně odlišné typy geometrických úprav a tvarů, čímž se současně mění i velikosti nejistot.

3.4 MAXIMÁLNÍ TEPLOTA STĚNY VYSTAVENÉ PAZMATU

Tvar obou geometrických řešení první stěny blanketu (rovinný a zvlněný povrch) vytváří ve stěně konstrukčního materiálu rozdílné teplotní pole, přičemž maximální teploty jsou dosahovány na povrchu první stěny v místě největší vzdálenosti od stěn kanálu. Pro nalezení míry snížení tepelné zátěže oceli Eurofer97 tak lze porovnávat jak rozdíl maximálních dosahovaných teplot, tak nalezení maximálního tepelného toku, který splňuje stanovená kritéria (maximální teplota pro Eurofer97, tj. 550 °C). Podobně jsou srovnávány mezi sebou případy sledující vliv poklesu vstupní teploty chladiva do kanálů.

Vzhledem k tomu, že limitní teplota oceli Eurofer97 je klíčovým omezujícím parametrem všech analyzovaných řešení, je toto kritérium hodnocení schopnosti přenosu tepla souhrnným parametrem pro všechny řešené varianty, tj. včetně obou tvarů povrchu a rozdílných teplot na vstupu do kanálů.

4 METODA NUMERICKÉHO PŘÍSTUPU

Pro stanovení základních fyzikálních veličin, které slouží ke zpracování hodnocení odvodu tepla z první stěny modulu blanketu WCLL byl použit výpočetní program ANSYS Fluent, který patří do skupiny CFD kódů. Byl vyvíjen nejprve společností Fluent Inc. a od roku 2006 po akvizici nově společností ANSYS Inc. Jedná se o velice rozsáhlý produkt, který nachází uplatnění v mnoha oblastech, k čemuž má velmi široké spektrum možností pro modelování a řešení. Mezi schopnosti, které dokáže program ANSYS Fluent využít při řešení problémů, lze zařadit např. nestlačitelné a stlačitelné proudění, výpočty ustáleného stavu i přechodových procesů, proudění nevazkých tekutin, laminární, resp. turbulentní proudění, proudění newtonských a nenewtonských tekutin, přenos tepla konvekcí nebo zářením, míšení chemických látek a jejich reakce, přítomnost objemových zdrojů tepla, látky, hybnosti, turbulence a chemických příměsí, modely fázových přeměn, proudění skrze porézní materiály a další (ANSYS Fluent TH) a (ANSYS Fluent UG).

Základní numerický přístup programu ANSYS Fluent je krátce shrnut v následujících podkapitolách, které čerpají z manuálů programu ANSYS Fluent doplněných o další podrobnosti z (Todreas, a další, 1990) a (Kozubková, a další, 2003).

4.1 MATEMATICKÉ ŘEŠENÍ

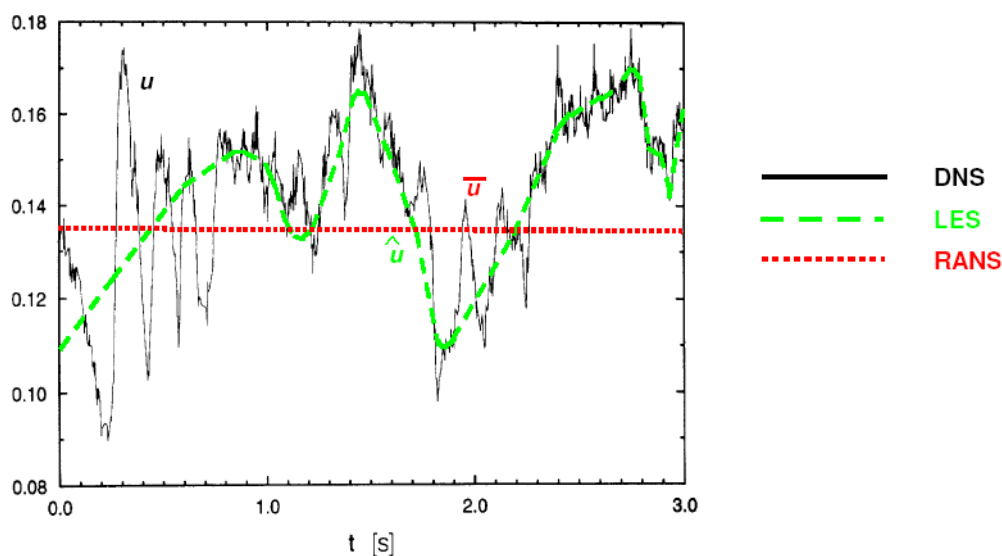
Při řešení vazkých kapalin lze definovat dva rozdílné režimy proudění - laminární a turbulentní, přičemž oba tyto režimy proudění jsou popsány Navier-Stokesovými rovnicemi a rovnicí kontinuity. Matematické řešení tak zahrnuje základní rovnice, kterými jsou zákony zachování hmotnosti a hybnosti a v případě řešení teplotních dějů též rovnice energie. V případě turbulentního proudění je též nutné implementovat vhodný turbulentní model včetně popisu proudění v blízkosti stěn. Matematické řešení případně zahrnuje i další vztahy, jakou jsou transportní rovnice (např. složky, spalování), řešení vícefázového proudění apod. K numerickému přístupu dále patří vhodná specifikace okrajových podmínek, správná definice výpočetních schémat (numerická a interpolační schémata, diskretizace a metody pro řešení kombinovaného pole rychlostí a tlaků), relaxace veličin a volba způsobu posuzování konvergentního řešení.

V následujících kapitolách jsou krátce shrnuta ta řešení, která mají přímou souvislost s použitým numerickým přístupem.

4.1.1 METODY MATEMATICKÉHO MODELOVÁNÍ TURBULENTNÍHO PROUDĚNÍ

Laminární i turbulentní režim proudění popisují rovnice kontinuity a Navier-Stokesovy rovnice, přičemž přechod k turbulenci je důsledkem ztráty stability základního laminárního řešení Navier-Stokesových rovnic, kdy nelineární členy se stanou mnohem větší než viskózní. Přímé řešení Navier-Stokesových rovnic v turbulentním režimu by vyžadovalo vytvořit síť odpovídající rozměrům nejmenších vírů, což je při současném stavu výpočetní techniky náročné. Proto se vzhledem ke své složitosti a ne dosud plně objasněné fyzikální podstatě turbulence při řešení turbulentního proudění používají zjednodušené modely. Zatím neexistuje obecně platný model, naopak, modely turbulence jsou závislé na empirických poznatcích, tj. i na konkrétních podmínkách, geometrii řešené oblasti, apod.

Při numerické simulaci turbulentního proudění existují tři teoreticky odlišné přístupy, které vyplývají ze zjednodušujících modifikací výchozích rovnic popisujících proudění, viz Obr. 17. Jedná se o metodu přímé numerické simulace, metodu velkých vírů a statické metody.



Obr. 17 Metody modelování turbulence

Metoda přímé numerické simulace

Metoda DNS (Direct Numerical Simulation) se používá jen za určitých omezujících předpokladů, které jsou dány velkými nároky na kapacitu výpočetní techniky z důvodu velmi jemné výpočtové sítě. Počet uzlových bodů sítě nutných pro tuto metodu lze odhadnout řádově z Kolmogorovova mikroměřítko turbulence N_p (rozměr nejmenších turbulentních vírů, $N_p \approx \text{Re}^{9/4}$).

Počet uzlových bodů sítě tedy prudce narůstá s Reynoldsovým číslem, což vede při stávající výpočetní technice k technické nereálnosti výpočtu.

Metoda velkých vírů

Metoda LES (Large Eddy Simulation) je založena na modelování velkých vírů, které lze zachytit výpočetní sítí. Tyto turbulentní struktury o velkých měřítcích odebírají kinetickou energii hlavnímu proudu a jsou velmi závislé na poloze v proudovém poli a na čase. Jsou tedy modelovány přímo v trojrozměrném a časově závislém tvaru. Turbulentní víry malých měřítek, vyvolaných kaskádním přenosem energie od velkých vírů, jsou obecně izotropní, málo se podílejí na transportních jevech, ale jejich prostřednictvím dochází k disipaci kinetické turbulentní energie v důsledku viskozity. Tyto malé víry jsou parametrizovány tzv. subgridními modely a odstraněny pomocí filtrace turbulentního pole. Volbou šířky pásma filtru, většinou odpovídajícího rozměru buněk výpočtové sítě, je možné v určitých případech dosáhnout takový počet buněk, který lze se současnou výpočetní technikou řešit.

Statistické modely turbulence

Turbulentní proudění se na rozdíl od laminárního proudění vyznačuje náhodným charakterem, ale je statisticky stabilní. Jelikož struktura turbulentních fluktuací vede k velmi malým měřítkům, je nutno pro praktické aplikace použít statistické metody časového středování, které činí úlohu technicky zvládnutelnou. V roce 1895 navrhl za předpokladu náhodného charakteru turbulentních veličin O. Reynolds vyjádřit okamžitou místní hodnotu libovolné veličiny, která popisuje turbulentní proudění, jako superpozici místní střední hodnoty a fluktuace. Přenos hmotnosti, hybnosti a tepla je pak reprezentován korelacemi mezi fluktuujícími složkami, které se v rovnicích objeví po jejich časovém středování.

Alternativním přístupem pro stanovení Reynoldsových napětí je řešení transportních rovnic pro všechny členy tenzoru napětí. Navíc je nutné tuto soustavu rovnic dodatečně doplnit o další rovnici, nejčastěji pro určení rychlosti disipace kinetické energie ε . Ve 3D to znamená řešení celkem 7 dalších transportních rovnic. Jedná se o tzv. *RSM model* (Reynolds stress model). V mnoha případech dávají modely založené na Boussinesqově hypotéze velmi dobré výsledky. V takových případech je použití *RSM modelu* nadbytečné, zejména pak i z důvodů mnohem vyšší časové náročnosti na výpočet. Výrazně lepších výsledků *RSM model* dosahuje v případech, kdy turbulentní anizotropie má dominantní vliv na středované hodnoty proudění. Mezi takové případy patří např. vysoce vířivé proudění nebo sekundární proudění způsobené třením v kapalině.

4.1.2 MODELY TURBULENCE ZAHRNUTÉ V PROGRAMU ANSYS FLUENT

Program ANSYS Fluent ve verzi 18.0 nabízí 11 základních modelů turbulence, které mohou zahrnovat další subvarianty (zejména dvourovnicové modely $k-\varepsilon$ a $k-\omega$). Stručný popis vybraných modelů je uveden níže.

Spalart-Allmaras model - je poměrně jednoduchý, jednorovnicový model, který řeší modifikovanou transportní rovnici pro turbulentní kinetickou energii k . *Spalart-Allmaras model* je použitelný pouze pro nízké hodnoty Reynoldsova čísla a pro proudění vazkých tekutin je nevhodný.

Standard $k-\varepsilon$ model - je poloempirický model, který používá dvě samostatné transportní rovnice pro turbulentní kinetickou energii k a pro rychlost její disipace ε . Na základě těchto veličin je určována turbulentní vazkost tvořící se spolu s molekulární vazkostí, tzv. efektivní vazkost. Tento model je robustní, úsporný na dobu výpočtu, přijatelně přesný a použitelný v široké oblasti průmyslu pro řešení turbulentních proudů a simulací přestupu tepla.

Renormalization-group $k-\varepsilon$ model (RNG) - renormalizační procedura aplikovaná na turbulenci spočívá v postupné eliminaci malých vířů, přitom se přetransformují pohybové (Navier-Stokesovy) rovnice tak, že se modifikuje turbulentní viskozita, síly a nelineární členy. Tento dvourovnicový model upravený pomocí teorie renormalizační skupiny je obdobný *Standard $k-\varepsilon$ modelu* se zpřesněními, která umožňují jeho použitelnost v širším spektru proudění.

Realizable $k-\varepsilon$ model - splňuje přísnější požadavky na formulaci modelu, než předchozí dva modely. Od *Standard $k-\varepsilon$ modelu* se liší zejména zahrnutím nového popisu turbulentní viskozity a nové transportní rovnice pro rychlosti disipace kinetické energie ε , která je odvozena z přesné rovnice pro přenos středované efektivní hodnoty vířivosti proudění. Tento model je relativně nový, nicméně počáteční studie napovídají, že *Realizable $k-\varepsilon$ model* poskytuje nejlepší výsledky ze všech tří dostupných $k-\varepsilon$ modelů.

Standard $k-\omega$ model - je empirický model založený na modelování transportních rovnic pro turbulentní kinetickou energii k a specifickou rychlost disipace kinetické energie ω , která může být také uvažována jako poměr ε/k . Dále využívá modifikaci pro efekty související s nízkou hodnotou Reynoldsova čísla, stlačitelnost a rozšiřování smykového proudu. Tím dokáže předpovídat rychlosti rozšiřování volného smykového proudu, které jsou v blízké shodě s měřeními pro dlouhé úplavy, směšovací vrstvy, ploché, kruhové nebo radiální trysky a je tak aplikovatelný na stěnou ohraničené proudění a volné smykové proudy.

The Shear-stress Transport $k-\omega$ model (SST $k-\omega$) - varianta *Standard $k-\omega$ modelu* s transportem smykového napětí, který se takto jmenuje proto, že byla modifikována definice

turbulentní viskozity, aby odpovídala za transport hlavního smykového napětí turbulence. Tento rys dává *SST k- ω modelu* výhodu ve smyslu výkonnosti jak proti *Standard k- ω modelu* tak proti *Standard k- ε modelu*. Další modifikace zahrnuje přidání členu příčné difúze v rovnici pro specifickou rychlost disipace kinetické energie ω a směšovací funkci tak, aby se zabezpečilo, že rovnice modelu budou patřičně reagovat jak v blízkosti stěny, tak i ve vzdálenějších regionech.

Reynolds stress model (RSM) - je nejpodrobnějším modelem turbulence používaným programem ANSYS Fluent. Je zde upuštěno od izotropické víro-viskózní hypotézy. Zahrnuje výpočet jednotlivých Reynoldsových napětí pomocí diferenciálních transportních rovnic. Za účelem uzavření soustavy rovnic program ANSYS Fluent aproximuje některé členy těchto transportních rovnic. Vypočtená Reynoldsova napětí jsou pak dosazována do rovnice pro přenos hybnosti. Program ANSYS Fluent tedy řeší 6 transportních rovnic, 3 transportní rovnice pro středované složky rychlosti a rovnici kontinuity, transportní rovnici pro disipaci ε a transportní rovnici pro turbulentní kinetickou energii k v blízkosti stěny.

Large eddy simulation model (LES) - turbulentní proudění obecně je charakterizováno víry, jež mají široký rozsah podle měřítka velikosti i času. Největší víry jsou většinou velikostí srovnatelné s charakteristickou délkou hlavního proudu. Nejmenší víry jsou pak z podstatné části zodpovědné za disipaci kinetické energie turbulence. Je sice teoreticky možné přímo řešit celé spektrum velikostí turbulence za použití přístupu známého jako přímá numerická simulace (DNS), ale v praxi to zatím není proveditelné, neboť tento přístup by vedl k nepřijatelnému růstu velikosti sítě. Ve skutečnosti je tedy *LES model* situována kamsi mezi přímou simulací DNS a přístupem RANS (Reynolds-averaged Navier–Stokes). Velké víry jsou řešeny přímo pomocí simulace velkých vírů, zatímco malé víry jsou modelovány.

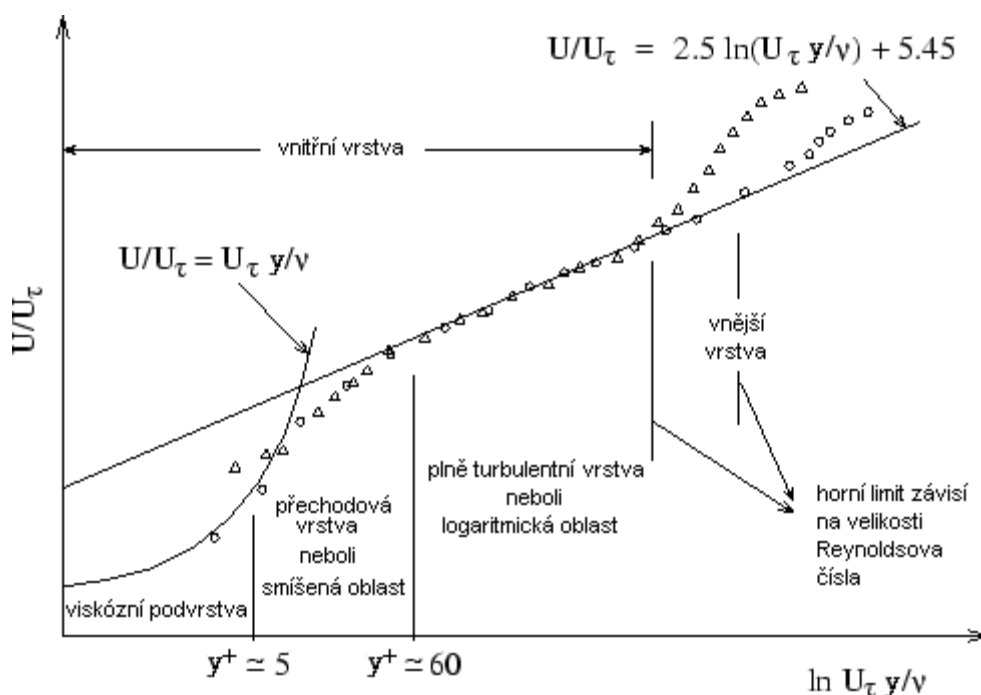
Detached Eddy Simulation (DES) - simulace izolovaných vírů je v programu ANSYS Fluent 18.0 nabízena ve 4 různých modelech, a to *Spalart-Allmaras DES model*, *Realizable k- ε DES model*, *BSL/SST k- ω DES model* a *Tranzitní SST DES model*. Přístup DES modelů spočívá v rozdělení výpočtové domény na oblast v blízkosti stěn, kde se řeší nestacionární Navier-Stokesovy rovnice s Reynoldsovým zprůměrováním, a zbylý prostor, pro jehož popis jsou použity filtrované verze stejných rovnic. DES modely jsou občas uváděny jako hybridní LES/RANS modely, které kombinují RANS přístup se simulací velkých vírů pro popis vnější aerodynamiky s vysokými Reynoldsovými čísly.

4.1.3 MODELOVÁNÍ PROUDĚNÍ V BLÍZKOSTI STĚNY

Mezní vrstva

Modelování proudění u stěny ovlivňuje přesnost numerického řešení v celé oblasti. V blízkosti stěny se řešené veličiny rychle mění, výrazně se zde uplatňuje přenos hybnosti a skalárních veličin. Turbulence je těsně u stěny potlačena, ve vnější části mezní vrstvy však dochází k výrazné produkci turbulentní kinetické energie v důsledku Reynoldsových napětí a gradientu střední rychlosti. Četné experimenty prokázaly, že oblast u stěny, tzv. mezní vrstva, může být rozdělena na více částí, viz Obr. 18. Jednotlivými částmi jsou:

- Viskózní podvrstva - nachází se bezprostředně u stěny, proudění je zde téměř laminární a molekulární viskozita má dominantní vliv na přenos hybnosti, tepla a hmotnosti.
- Přechodová vrstva - vyskytuje se mezi laminární podvrstvou a plně turbulentní vrstvou, kde se stejnou měrou uplatňují účinky jak molekulární viskozity, tak turbulence.
- Plně turbulentní vrstva - vnější část mezní vrstvy, dominantní úlohu zde hraje turbulence.



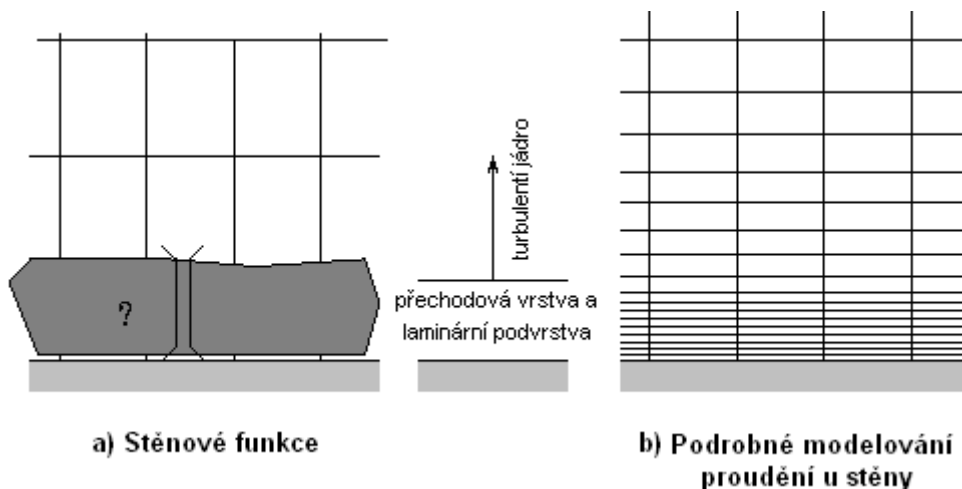
Obr. 18 Rozdělení oblasti v blízkosti stěny (Kozubková, a další, 2003)

Základní přístupy modelování v blízkosti stěny

Pro modelování proudění v blízkosti stěny lze využít dva základní přístupy: *stěnové funkce* a *podrobné modelování proudění u stěny*. Podstata obou přístupů je znázorněna na Obr. 19.

Stěnové funkce - jsou souborem poloempirických vztahů, pomocí kterých lze pro řešenou veličinu přemostit vzdálenost mezi stěnou a buňkou v blízkosti stěny. Dojde tak k překlenutí oblasti viskózní podvrstvy a přechodové vrstvy, kde se uplatňuje molekulární i turbulentní viskozita, tj. oblast mezi stěnou a oblastí plně vyvinutého turbulentního proudění. Použití stěnových funkcí značně snižuje nároky na jemnost sítě u stěny (zejména pak při velkých Reynoldsových číslech) a přitom poskytuje dostatečně přesné řešení pro většinu inženýrských problémů. Stěnové funkce zahrnují zákon stěny pro střední rychlost a teplotu a vztahy pro turbulentní veličiny v blízkosti stěny.

Podrobné modelování proudění u stěny - spočívá v detailním popisu proudění u stěny včetně vazké podvrstvy. Celá oblast je rozdělena na část, ve které se projevuje vliv viskozity a na plně turbulentní oblast. Tento přístup je vhodný zejména tam, kde selhávají stěnové funkce. Jedná se o případy, kde se proudění příliš liší od ideálních předpokladů, na nichž je metoda stěnové funkce založena, jako například proudění s nízkým Reynoldsovým číslem, velký vliv stěny, silný tlakový gradient vedoucí k odtržení mezní vrstvy, působení velkých objemových sil nebo trojrozměrné proudění v blízkosti stěny. Je-li nutné tyto jevy zahrnout do řešení problému, pak musíme přistoupit k *podrobnému modelování proudění u stěny*. Pro tyto účely vznikl tzv. dvouvrstvý model, který ve spojení s pokročilými stěnovými funkcemi tvoří v programu ANSYS Fluent *Rozšířený stěnový model* použitelný pro modely $k-\varepsilon$ a *RSM model*.



Obr. 19 Základní přístupy pro modelování proudění v blízkosti stěny (Kozubková, a další, 2003)

Vliv kvality sítě na volbu stěnové funkce pro různé modely turbulence

Logaritmický zákon stanovuje horní a dolní hranici přijatelných vzdáleností mezi středem buňky přiléhající ke stěně a stěnou. Tato vzdálenost je obvykle posuzována podle y^+ nebo y^* . Obě

tyto bezrozměrné vzdálenosti od stěny mají srovnatelné hodnoty, pokud je první buňka umístěna v logaritmické vrstvě.

Pro *standardní stěnovou funkci* nebo *nerovnovážnou stěnovou funkci* by měly všechny středy buněk přiléhajících ke stěně být umístěny v logaritmické vrstvě, v rozmezí $y^+ \in \langle 30, 300 \rangle$ s tím, že vhodnější je dosahovat hodnot y^+ blízkých se dolní mezi. Program ANSYS Fluent sice používá pro $y^+ < 11,225$ lineární (laminární) zákon, nicméně, u příliš jemné sítě v blízkosti stěny přestávají ve viskózní podvrstvě platit podmínky pro stěnové funkce. Proto je doporučováno, aby byl střed první řady buněk mimo oblast přechodové vrstvy.

U *dvouvrstvého modelu* je pro správný popis viskózní podvrstvy nutné umístit první řadu buněk do této podvrstvy (tedy $y^+ < 5$), nejlépe, aby $y^+ = 1$. Dále je doporučeno, aby region s výrazným vlivem viskozity (tj. viskózní podvrstva a přechodová vrstva) obsahovala nejméně 10 buněk. To zajistí správný popis střední rychlosti a turbulentních veličin v tomto regionu.

4.1.4 OKRAJOVÉ PODMÍNKY

Okrajové podmínky specifikují proudové a teplotní proměnné na hranicích nebo v objemu řešeného výpočetního modelu. Jejich vhodná specifikace je pro vlastní modelování velmi důležitá. Typy okrajových podmínek lze rozdělit do 4 hlavních skupin, a to na:

- Podmínky vstupu a výstupu - popisují stav a podmínky proudu na vstupu, resp. výstupu z výpočtové oblasti. Lze je definovat pomocí tlaku, rychlosti, hmotnostního průtoku apod.
- Podmínky na hranici řešené oblasti - definují hraniční oblast, mimo podmínky vstupu a výstupu. Jedná se o stěny, symetrie a dále cyklické, periodické a osové podmínky.
- Vnitřní (objemové) podmínky - slouží pro nastavení vnitřních podmínek tekutin a pevných látek. Zahrnují materiálové nastavení, definici zdrojových členů, specifikaci rotačních periodických podmínek, definici parametrů radiace apod. U tekutin lze navíc definovat tzv. *porézní oblast*.
- Vnitřní (plošné) podmínky - ventilátor, stěna s tepelným zdrojem, *porézní překážka*, funkce *Interface* apod.

Většina okrajových podmínek dále umožňuje zadávat uživatelem definované funkce, včetně časových závislostí.

4.1.5 DEFINICE MATERIÁLOVÝCH VLASTNOSTÍ

Stanovení vlastností jednotlivých materiálů účastnících se řešené oblasti je řešeno na základě požadavků pro vybraný numerický přístup. Materiály jsou principiálně rozděleny na pevné látky,

kde se uplatňuje přenos tepla vedením, a tekutiny, kde se uplatňuje též přenos tepla a hmoty prouděním.

Pro stanovení teplotních vlastností (měrná tepelná kapacita, teplotní vodivost) lze využít jak konstantních hodnot, tak i vybraných závislostí na teplotě (po částech lineární, po částech polynomičké nebo čistě polynomičké funkce), případně lze využít tzv. UDF (uživatelé definované funkce).

Zatímco u pevných látek je hustota konstantní, u tekutin je způsob jejího stanovení významně širší, protože pro popis proudění CFD program ANSYS Fluent využívá přístupy podle stlačitelnosti tekutin. U stlačitelného proudění se ke stanovení hustoty používá zákona ideálního plynu, u nestlačitelného proudění lze pak využívat konstantní hustoty nezávislé na teplotě, zákona nestlačitelného ideálního plynu při dostatečně malých změnách tlaku, popis hustoty jako polynomičké funkce teploty pro případy s přirozenou cirkulací nebo použití Boussinesq modelu pro přirozenou konvekci zahrnující pouze malé změny teplot. Podobně je tomu i s volbou vhodné definice kinematičké viskozity.

4.1.6 NUMERICKÁ SCHÉMATA

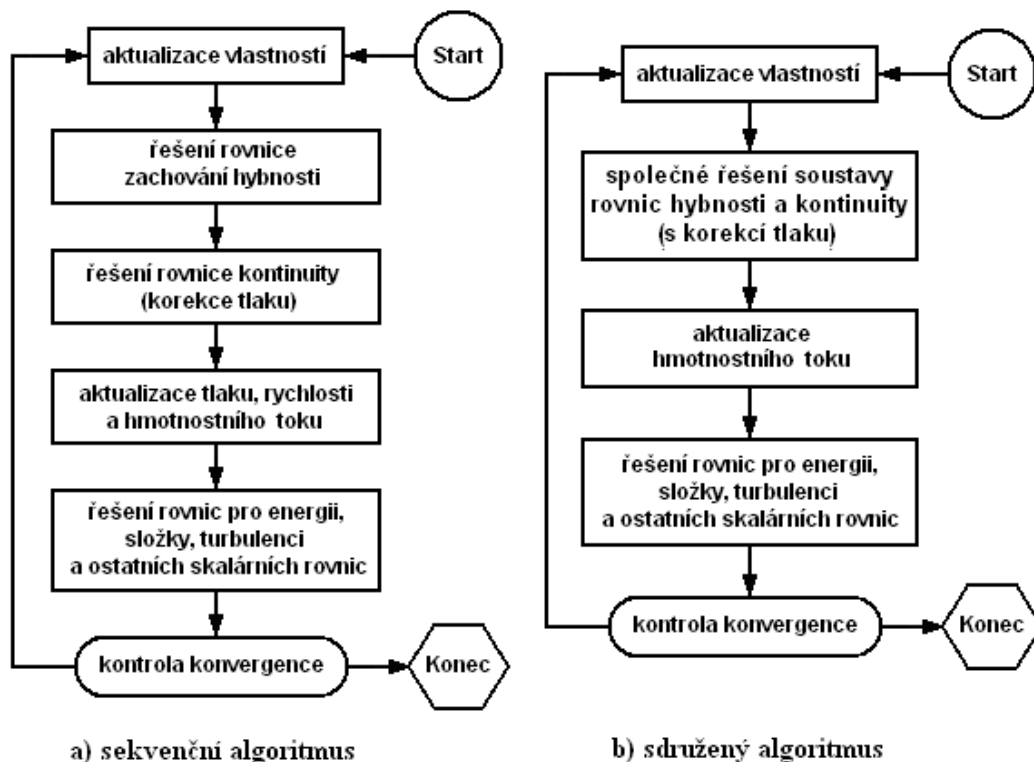
Při výpočtu jsou v programu ANSYS Fluent k dispozici následující dvě numerická schémata: *Metoda korekce tlaku* (Pressure-based Solver) a *Metoda korekce hustoty* (Density-based Solver). Obě metody výpočtu řeší transportní integrální rovnice zachování hmoty a hybnosti, případně rovnice energie (pokud je energie přítomna) a další skaláry, jako jsou turbulence nebo chemické složky. Iterační proces těchto algoritmů je znázorněn na obrázcích 6.4. a 6.5.

Metoda korekce tlaku

Metoda založená na korekci tlaku využívá algoritmus, jehož podmínkou je splnění rovnice kontinuity za použití rovnice korekce tlaku. V této metodě dochází k omezení spojitosti rychlostního pole řešením rovnice tlaku (rovnice tlakových korekcí). Rovnice tlaku je odvozena z rovnice kontinuity a rovnice hybnosti je řešena tak, aby rychlostní pole korigované tlakem dosáhlo spojitosti. Program ANSYS Fluent pro tuto metodu nabízí dva přístupy: *sekvenční* a *sdužený algoritmus*.

Sekvenční algoritmus - transportní rovnice jsou zde řešeny odděleně jedna od druhé. Protože jsou tyto rovnice nelineární a sdužené, pro získání konvergovaného numerického řešení musí být cyklus řešení proveden iteračně. V *sekvenčním algoritmu* jsou jednotlivé transportní rovnice pro hledané proměnné řešeny v řadě za sebou. Ve chvíli, kdy je určitá transportní rovnice řešena, dochází k jejímu oddělení od ostatních rovnic. Pokud při výpočtu takto oddělených rovnic dochází

k jejich ukládání do paměti postupně (jedna po druhé), pak je tento algoritmus úsporný na výpočetní paměť. Oddělené řešení rovnic však způsobuje, že jeho konvergence je pomalá. Postup řešení *sekvenčního algoritmu* je znázorněn na Obr. 20 a).



Obr. 20 Diagramy algoritmů metody korekce tlaku

Sdružený algoritmus - řeší oproti *sekvenčnímu algoritmu* soustavu závislých rovnic zahrnující základní rovnice proudění s rovnicí pro korekci tlaku. To je též patrné ze schématu na Obr. 20 b), který oproti *sekvenčnímu algoritmu* má 2. a 3. krok výpočtu sloučen v krok jediný. Zbývající rovnice jsou pak řešeny shodným způsobem.

Z pohledu výpočtu je *sdružený algoritmus* oproti sekvenčnímu 1,5-2x náročnější na paměť, ale protože počítá rovnice současně, významně se tím urychluje konvergence řešení.

Metoda korekce hustoty

Metoda založená na korekci hustoty řeší transportní rovnice kontinuity, hybnosti a (pokud jsou přítomny) energie a transportní rovnice pro míšení látek současně (tj. společně). Transportní rovnice pro ostatní skaláry jsou řešeny následně a odděleně jedna od druhé. V této metodě jsou nelineární transportní rovnice linearizovány za účelem vytvoření soustavy rovnic závislých proměnných v každém kontrolním objemu. Řešením výsledné lineární soustavy je pak výpočet

aktualizovaného proudového pole. Způsoby, jakými jsou transportní rovnice linearizovány, jsou, s ohledem na závislé proměnné (nebo soustavy proměnných), dva:

- Implicitní - pro danou proměnnou jsou neznámé hodnoty v každé buňce vypočteny použitím vztahu zahrnujícího jak existující, tak neznámé hodnoty sousedních buněk. Proto se každá neznámá objeví ve více než jedné rovnici v soustavě a tyto rovnice musí být pro určení neznámých hodnot řešeny současně.
- Explicitní - pro danou proměnnou jsou neznámé hodnoty v každé buňce vypočteny použitím vztahu zahrnujícího pouze existující hodnoty. Proto se každá neznámá objeví pouze v jedné rovnici soustavy a tyto rovnice jsou pak pro určení neznámých hodnot pro každou buňku řešeny jedna po druhé.

Postup řešení základních rovnic je pro oba způsoby řešení shodný a je znázorněn na Obr. 21.



Obr. 21 Diagram algoritmu metody korekce hustoty

4.1.7 INTERPOLAČNÍ SCHÉMATA

Podobně jako ostatní CFD kódy, program ANSYS Fluent používá metodu kontrolních objemů, v jejichž geometrických středech jsou ukládány složky rychlostí a skalárních veličin. Z pohledu výpočtového procesu je potřebné znát hodnoty těchto veličin na hranicích konečných objemů. Pro každý kontrolní objem se integruje transportní rovnice (ve tvaru parciálních diferenciálních rovnic) na obecně nelineární algebraické rovnice, které je program schopen řešit numericky. Je při tom předpokládáno, že závislé proměnné jsou vždy v celém kontrolním objemu konstantní a jsou dány hodnotou v příslušném výpočtovém uzlu. Problémem pak zůstává určení toků jednotlivých závisle proměnných stěnami kontrolního objemu. Toky se při integraci konvektivních členů objeví po náhradě objemového integrálu integrálem přes plochu, která tvoří hranici kontrolního objemu.

K určení skalárních, závisle proměnných hodnot na stěnách kontrolních objemů se v programu ANSYS Fluent využívá interpolací, přičemž lze vybrat mezi následujícími sedmi základními schémata:

- **„Upwind“ schéma prvního řádu** - dává dobré výsledky v případech, kdy je proudění v daném místě téměř jednodimenzionální a orientované podle sítě buněk. Je výhodné z hlediska konvergence, ale jeho přesnost je nižší nežli u schémat vyššího řádu a to zejména pokud se používá čtyřstěnná síť.
- **Mocninné schéma** - používá přesnosti mezi prvním a druhým řádem a pracuje velmi dobře v případech, kdy je proudění lokálně téměř jednodimenzionální (rovnoběžné s výpočtovou sítí). Je velmi stabilní.
- **„Upwind“ schéma druhého řádu** - používá se v případě, že proudění není orientované podle sítě, zejména pak při turbulentním proudění a při použití sítě se čtyřstěnnými buňkami. Dosahuje lepší přesnosti nežli „Upwind“ schéma prvního řádu, ale je zde třeba počítat s obtížnější konvergencí. V některých případech je nutné výpočet zahájit při použití právě „Upwind“ schématu prvního řádu a teprve v průběhu výpočtu změnit na toto schéma s druhým řádem přesnosti.
- **Schéma centrálních diferencí** - zahrnuje dvě možné varianty, přičemž obě pracují s přesností druhého řádu. Centrálních diferencí je možné použít pouze pro turbulentní *LES model* za účelem zvýšení přesnosti výpočtu.
- **Schéma QUICK** - je alternativou k *mocninnému schématu* pro případy, kdy proudí tekutina vzhledem k výpočtové síti pod určitým úhlem. Toto schéma dosahuje vyšší přesnosti zejména v případech rotujícího nebo vířícího proudění a u šestistěnné výpočtové sítě.
- **„MUSCL“ schéma třetího řádu** - je utvořeno z původního MUSCL (Monotone Upstream-Centred Schemes for Conservation Laws) propojením schématu centrálních diferencí a „Upwind“ schématu druhého řádu. V porovnání s „Upwind“ schématem druhého řádu dosahuje sníženou numerickou difúzí vyšší prostorové přesnosti pro všechny typy výpočtových sítí.
- **Modifikované HRIC schéma** - využívá se pro vícefázové modely, ve kterých ostatní schémata často selhávají. Sestává z nelineárních smíšených „Upwind“ a „Downwind“ diferencí.

4.1.8 METODY PRO ŘEŠENÍ NA SOBĚ ZÁVISLÝCH POLÍ RYCHLOSTÍ A TLAKŮ

Proudění kapalin je určeno v nejjednodušším případě rovnicí kontinuity a Navier-Stokesovými pohybovými rovnicemi. Proudění je tedy určeno rozložením tlaku a rychlostí. Tyto veličiny se vzájemně ovlivňují a tudíž i početně jsou řešeny souběžně metodou pro řešení na sobě

závislých polí rychlostí a tlaků. Program ANSYS Fluent nabízí jak sekvenční tak nově i sdružený způsob řešení této vzájemné závislosti.

Sekvenční algoritmy

Program poskytuje čtyři sekvenční algoritmy:

- **SIMPLE** (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) - více konzervativní metoda, používající vazbu mezi korekcemi rychlostí a tlaku.
- **SIMPLEC** (SIMPLE-Consistent) - je upravená metoda SIMPLE použitelná pro relativně nekomplikované problémy (např. čistě laminární proudění).
- **PISO** (Pressure-Implicit with Splitting Operators) - patří do skupiny SIMPLE algoritmů. Metoda je založena na vyšším stupni aproximací mezi korekcemi tlaku a rychlostí.
- **Metoda rozděleného kroku** - FSM (Fractional Step Method) je v porovnání s algoritmem PISO poněkud méně výpočetně náročná. V některých případech může být také méně stabilní.

Pro ustálený stav jsou vhodné první dvě metody, pro přechodové stavy jsou doporučeny metody PISO a FSM.

Sdružený algoritmus

Výhodou sdruženého způsobu řešení je robustní a účinná jednofázová implementace pro stacionární proudění, která dává v porovnání se sekvenčními algoritmy vyšší výkonnost. Sdružený algoritmus nabízí alternativu k metodám typu SIMPLE. Zejména je použitelný při přechodových stavech, kdy je výpočetní síť nedostatečně jemná nebo je použit velký časový krok.

4.2 RELAXACE

Protože řešené diferenciální rovnice jsou nelineární, není možné získat hodnoty všech proměnných přímo řešením aproximačních diferenčních rovnic získaných diskretizací. Konvergence lze však dosáhnout pomocí relaxace, která redukuje změny každé proměnné v každé iteraci.

Jednoduše řečeno, hodnota obecné veličiny ϕ_i ve středu buňky po i -té iteraci závisí na hodnotě této veličiny před i -tou iterací (ϕ_{i-1}), vypočtené změně $\Delta\phi_i$ během i -té iterace a relaxačním faktoru α :

$$\phi_i = \phi_{i-1} + \alpha \cdot \Delta\phi_i \quad (21)$$

Relaxační faktory α se nastavují pro všechny řešené veličiny, obecně $\alpha \leq 1$. Změnou relaxačních faktorů lze ovlivňovat konvergenci řešení. Jestliže změny rezidua (viz podkapitola 4.3) jsou pro danou veličinu při přechodu od jedné iterace ke druhé velké, je vhodné snížit relaxační faktor pro danou veličinu a tím utlumit nelinearity. Pokud se reziduum během výpočtu výrazně nemění, doporučuje se relaxační faktor zvýšit.

4.3 POSUZOVÁNÍ KONVERGENCE

Při simulaci proudění pomocí programu ANSYS Fluent je velmi důležité získat konvergentní řešení. Mírou konvergence jsou tzv. rezidua a s nimi spojená kritéria konvergence.

Rezidua jsou vyhodnocována pro všechny počítané veličiny v každém kroku iterace a zobrazována pro vybrané veličiny. Měřítkem je přesněji řečeno součet změn počítané veličiny v diferenční rovnici pro všechny buňky v oblasti. Pro většinu problémů stačí použít kritérium konvergence, které požaduje, aby poměrná rezidua pro všechny rovnice, s výjimkou zákona zachování energie, klesla během iterace pod hodnotu 10^{-3} , a pro zákon zachování energie pod hodnotu 10^{-6} . Rezidua však mohou být v některých situacích zavádějící a nelze je považovat za univerzální kritérium pro posouzení konvergence. Kromě reziduí je vhodné vyhodnocovat pro posouzení konvergence ještě jiné veličiny, jako je např. průměrná rychlost na výstupu.

4.4 VOLBA ZÁKLADNÍHO NUMERICKÉHO ŘEŠENÍ

Jako základní numerické schéma byla použita *Metoda korekce tlaku se sekvenčním algoritmem*. Úlohu lze dále řešit jako stacionární děj, protože vznikající fluktuace proudu chladiva nezpůsobují výrazné změny veličin v čase.

Pro výběr turbulentních modelů se vychází zprvu z jejich celkové náročnosti. Z těchto důvodů nebylo možné využít přístupy s přímou simulací turbulentních vírů (modely LES a DES). Dvourovnicové modely jsou oproti tomu z pohledu nároků na výpočetní čas plně akceptovatelné. V porovnání s dvourovnicovými modely pak vícerovnicový *RSM model* vyžaduje více paměti a výpočetního času, což je způsobeno vyšším počtem transportních rovnic pro stanovení Reynoldsových napětí. Vzhledem k řešenému problému a dlouholetým zkušenostem byl pro výpočty dále využit *dvourovnicový $k-\omega$ SST model*, který používá rovnice $k-\omega$ v blízkosti stěn a ve větší vzdálenosti pak rovnice modelu $k-\varepsilon$ (Cable, 2009). Tento model má výrazně potlačenou citlivost na kvalitu sítě u stěn definovaný velikostí bezrozměrného faktoru y^+ . Použití rovnice pro specifickou rychlost disipace kinetické energie (ω -rovnice) nabízí oproti rovnici rychlosti disipace kinetické

energie (ε -rovnicí) několik výhod. Nejvýraznějším z nich je, že ω -rovnicí lze integrovat přes viskózní podvrstvu bez dalších podmínek. Díky tomu je model ve velké míře necitlivý na velikost bezrozměrného parametru y^+ , který se následně při samotném řešení průtočné části kanálů (v závislosti na geometrickém modelu, viz kapitola 5) pohybuje v průměru mezi hodnotami 60 a 120. Dále modely k - ω mají obvykle lepší predikci opačného tlakového gradientu toků mezní vrstvy. *Dvourovnicový k - ω SST model*, který je jedním z nejpoužívanějších modelů pro aerodynamické proudění, je navíc numericky kalibrován tak, aby dokázal správně predikovat odtrhávání proudu od hladkých stěn (Mahaffy, a další, 2007).

Pro řešení na sobě závislých polí rychlostí a tlaků bylo použito základního sekvenčního algoritmu SIMPLE. Prostorová diskretizace byla vzhledem ke snaze potlačit numerickou difúzi řešena pomocí interpolačních schémat s druhým řádem přesnosti.

5 CFD MODELY CHLADICÍCH MODULŮ

Tvorba CFD modelů se skládá z několika základních kroků. Tvoří ji příprava geometrie řešené oblasti, zejména pak průtočných kanálů, které jsou tvarově složité, generování výpočetní sítě konečných objemů, definice okrajových podmínek a materiálových vlastností, definice použitých numerických přístupů k řešení a vlastní proces iteračního výpočtu. Jednotlivé kroky jsou podrobně shrnuty v následujících podkapitolách.

Geometrie byla zpracována v programu AutoDesk Inventor, pro tvorbu výpočetní sítě byl použit preprocesor ANSYS Meshing r15 a vlastní 3D analýza přenosu tepla a proudění tekutiny byla provedena pomocí numerických simulací v CFD programu ANSYS Fluent r18.

5.1 GEOMETRIE PRŮTOČNÝCH KANÁLŮ

Jak bylo uvedeno v kapitole 2, návrh geometrických úprav chladicích modulů vychází ze dvou rozdílných přístupů ke zvyšování odvodu tepla, tj. zvyšováním součinitele přestupu tepla pomocí úprav v rámci chladicího kanálu, a snížením tepelného zatížení konstrukčního materiálu blanketu pomocí úprav geometrie první stěny. Pro studii vlivu geometrických úprav kruhových kanálů byly řešeny následující geometrické varianty:

- volný kanál (PT – plain tube),
- zdrsněný povrch v podobě spirálového žebrování (HF - Helical Fins),
- dvě základní techniky s promotéry turbulence - kroucená páska (TT - Twisted Tape) a vrtulová páska (ST - Screw Tape), obě ve třech vybraných podvariantách.

Volný kanál byl zahrnut do řešení pro účely srovnání jednotlivých efektů pasivních technik. Dalším parametrem, který byl z pohledu optimalizace chladicích modulů řešen, je tvarová úprava povrchu přímo vystaveného plazmatu. Jedná se o varianty s rovinným povrchem (označení „F - flat“) a se zvlněným povrchem (označení „W - wave“) první stěny. Základní geometrie obou modulů je na Obr. 16. Geometrie všech řešených variant průtočných kanálů je postupně popsána v následujících podkapitolách.

5.1.1 VOLNÝ KANÁL

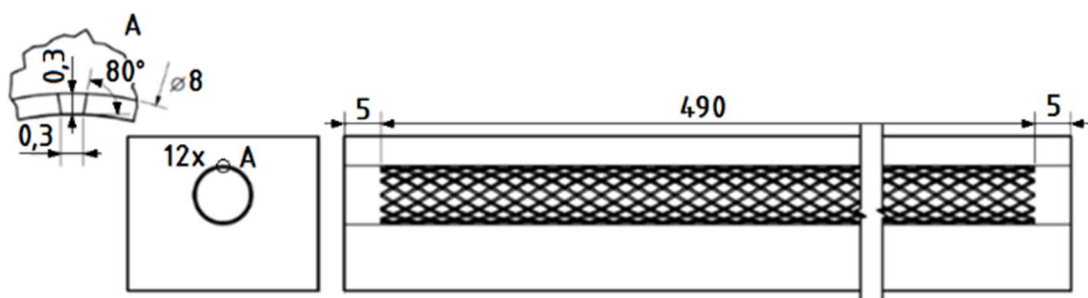
Geometrie chladicí jednotky modulu WCLL, na které byly prováděny studie a analýzy, vychází z definice testování na experimentálním zařízení HELCZA (Prokupek, a další, 2007). Toto zařízení je určeno pro cyklické zatěžování PFC komponent vysokým tepelným tokem a

pro termohydraulické testování chladicí vody. Základní geometrie kanálu je tak převzata z údajů uvedených v kapitole 1.2.2. Modul má tedy celkovou tloušťku 21 mm, vnitřní průměr trubky je 8 mm, rozteč trubek 26 mm a minimální tloušťka první stěny před stěnou vakuové nádoby je 4 mm. V souladu s provedenou analýzou ustáleného proudění (Malec, 2015) byla zvolena délka chladicího modulu 0,5 m. Drobnou úpravou je zde pouze zjednodušení ve formě spojení trubky a tělesa modulu v jediné těleso.

Všechny následně řešené varianty vychází z této uniformní geometrie volného kanálu.

5.1.2 ZDRSNĚNÝ POVRCH SE SPIRÁLOVÝMI ŽEBRY

Všechny modelované kanály shodně zahrnují vstupní a výstupní hladkou oblast o délce 5 mm. Model kanálu se spirálovými žebry (HF) byl vytvořen na základě studie (Zdaniuk, a další, 2008). Kanál obsahuje 12 lamel s úhlem šroubovice 32° , výškou lamel 0,3 mm a roztečí lamel 0,3 mm s úhlem 80° , viz Obr. 22. poměr mezi výškou lamel (žebry) a průměrem kanálu $e/D = 0,0375$. Výsledkem je zvětšení přestupní plochy o 27 %.



Obr. 22 Kanál se spirálovým žebrováním

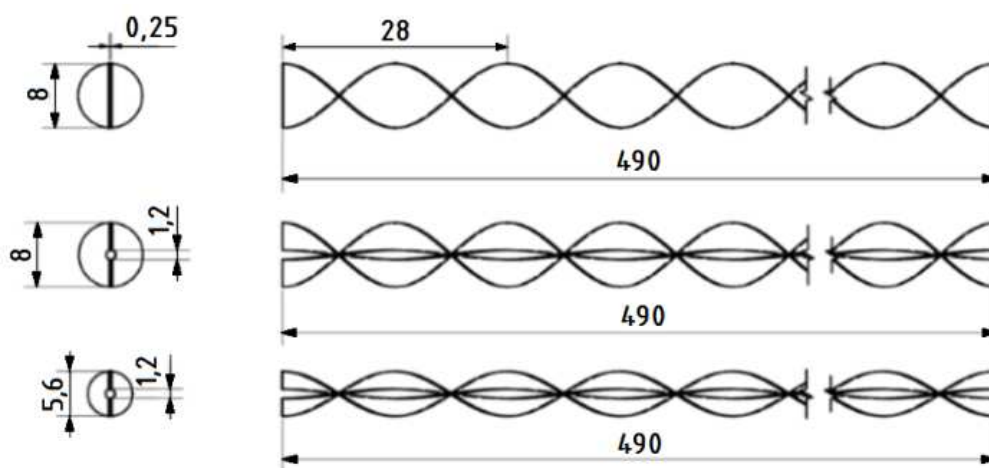
5.1.3 PROMOTÉRY TURBULENCE

Při volbě poměru zatočení pásky se dosavadní studie shodují, že čím nižší poměr, tím vyšší součinitel přestupu tepla a současně i vyšší tlakové ztráty. Bylo tedy vhodné zvolit takový poměr zatočení pásky, při kterém bude dosaženo dostatečně vysoké hodnoty součinitele přestupu tepla při relativně nízkém navýšení tlakových ztrátách. Na základě studií (Bhuya, a další, 2013), (Hasanpour, a další, 2014) a (Guo, a další, 2011) byl zvolen vyšší poměr zkroucení ($Y = 3,5$) s důrazem na dosažení vyššího součinitele přestupu tepla na úkor očekávané vyšší tlakové ztráty.

Kroucená páska

Pro hlubší analýzu modelovaná páska zahrnuje tři podvarianty: standardní kroucenou pásku (TTA), kroucenou pásku bez středového drátu (TTB) a kroucenou pásku bez středového drátu a se sníženou výškou (TTC). Všechny podvarianty s hlavními rozměry jsou zobrazeny na Obr. 23. Vybrané rozměry jsou navrženy na základě studií (Hasanpour, a další, 2014), (Mwesigye, a další, 2016) a (Guo, a další, 2011).

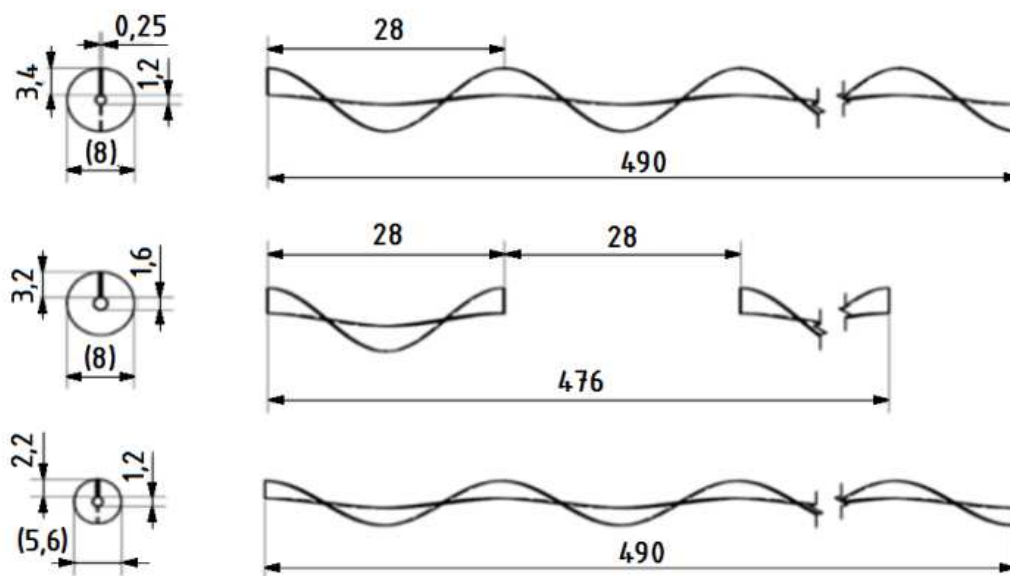
U varianty TTC rameno pásky vytváří v kanálu kružnici o průměru 5,6 mm, vzdálenost mezi hranou pásky a stěnou tak dosahuje 1,2 mm. Jedná se tedy o prvek bez kontaktu se stěnou kanálu a pro zamezení vibrací je nutné dodatečné uchycení do kanálu pomocí výztuží. Lze očekávat, že tyto výztuže by měly za následek určité navýšení celkové tlakové ztráty.



Obr. 23 Varianty kroucených pásek: TTA nahoře; TTB uprostřed, TTC dole

Vrtulová páska

Kanál s vrtulovou páskou obsahuje také tři modelované podvarianty, a to standardní vrtulovou pásku (STA), přerušovanou vrtulovou pásku (STB) a vrtulovou pásku se sníženou výškou (STC). Vždy se jedná o případy bez uvažování středového drátu. Hlavní rozměry jsou patrné z Obr. 24 a jsou stanoveny primárně na základě studií (Hang, a další, 2013) a (Sivashanmugam, a další, 2007). V případě přerušované pásky by ve skutečnosti bylo nutné technicky vyřešit její délkovou fixaci, což by pravděpodobně řešila varianta se středovým drátem. Podobně jako u varianty TTC, rameno snížené pásky (STC) vytváří v kanálu kružnici o průměru 5,6 mm. Jedná se tak opět o prvek bez kontaktu se stěnou kanálu a tedy pro zamezení vibrací je nutné dodatečné uchycení do kanálu pomocí výztuží.



Obr. 24 Varianty vrtulových pásek: STA nahoře, STB uprostřed, STC dole

5.2 VÝPOČETNÍ SÍŤ

Tvorba výpočetních sítí na definovaných geometriích vychází ze základních požadavků a doporučení uvedených v kapitole 4. Citlivostní analýza kvality výpočetní sítě byla zpracována v rámci (Malec, 2015). Tato analýza zahrnovala řešení se základní velikostí buněk v pevných i průtočných částech v rozpětí 0,1 až 1,5 mm. Pro mezní vrstvu na průtočné straně pak byla analyzována velikost první řady buněk až do velikosti 0,001 mm. Součástí citlivostních analýz bylo též porovnání vybraných turbulentních modelů na rychlostní profil za vloženým vzorovým promotérem turbulence. Dále byl řešen též vliv vstupních podmínek na vývin proudění v kanále. Základní nastavení výpočetních sítí je shrnuto v Tab. 1.

Tab. 1 Základní parametry výpočetní sítě

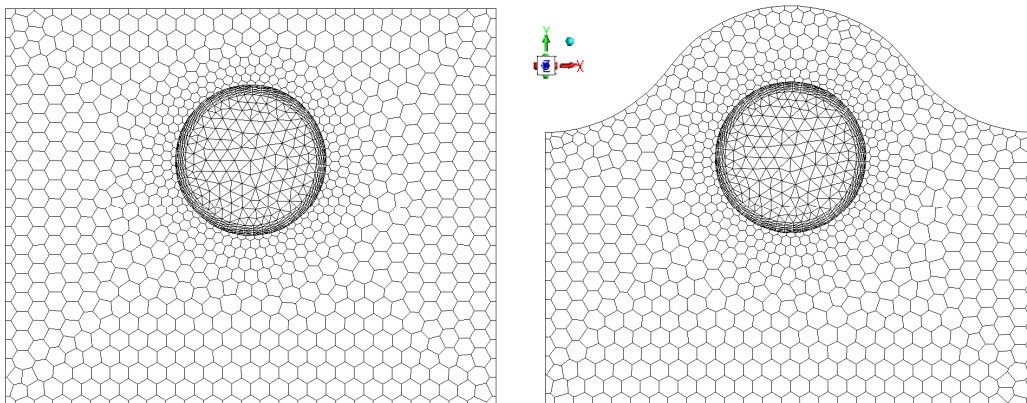
Základní velikost buněk v pevných částech [mm]		1,0
Typ buněk v pevných částech		Polyhedralní
Základní velikost buněk v průtočných částech [mm]		0,5
Typ buněk v průtočných částech		Čtyřstěnné / prismatické
Mezní vrstva	První řada buněk [mm]	0,07
	Počet vrstev [-]	5
	Růstový faktor [-]	1,2

Pevná část kanálu zahrnuje polyhedrální buňky v počtu 353 562 pro rovinný povrch a 323 643 pro zvlněný povrch. Počet buněk v průtočném kanále se odvíjí od varianty kanálu a složitosti vložených prvků a pohybuje se od 1,34 mil. (varianta PT) do 14,09 mil. (varianta STA). Celkový počet buněk výpočetní sítě i s vloženými prvky se pak pohybuje mezi 1,67 mil. (PT-F) a 14,35 mil. (STC-F). Součástí základního nastavení při tvorbě průtočných výpočetních sítí byla velikost první řady buněk u stěn, počet řad buněk u stěn, růstový faktor mezi jednotlivými řadami buněk směrem od stěny a velikost hran objemových buněk. V oblasti mezní vrstvy při postupné tvorbě řad buněk u stěny byly využity prizmatické buňky, zbylý průtočný objem pak tvoří buňky čtyřstěnné. Počty buněk průtočných částí pro jednotlivé varianty jsou shrnuty v Tab. 2.

Tab. 2 Počty výpočetních buněk a kvalita výpočetní sítě jednotlivých variant

Varianta	Počet buněk				Minimální ortogonální kvalita
	Průtočná část	Těleso modulu	Vložený prvek	Celkem	
PT-F	1 342 560	353 562	0	1 696 122	0,222
PT-W		323 643		1 666 203	
HF-F	7 361 671	353 562	176 472	7 891 705	0,169
HF-W		323 643		7 861 786	
TTA-F	2 250 189	353 562	98 040	2 701 791	0,206
TTA-W		323 643		2 671 872	
TTB-F	7 277 101	353 562	83 334	7 713 997	0,211
TTB-W		323 643		7 684 078	
TTC-F	2 930 096	353 562	53 922	3 337 580	0,235
TTC-W		323 643		3 307 661	
STA-F	14 090 648	353 562	39 216	14 483 426	0,182
STA-W		323 643		14 453 507	
STB-F	4 110 314	353 562	17 667	4 481 543	0,165
STB-W		323 643		4 451 624	
STC-F	13 938 801	353 562	53 944	14 346 307	0,211
STC-W		323 643		14 316 388	

Ukázka výpočetní sítě na vstupu do řešené oblasti pro obě řešené varianty tvaru modulu první stěny blanketu je na Obr. 25. Z obrázku je patrná jak síť konstrukční části (polyhedrální buňky), tak průtočné části (prizmatické a čtyřstěnné buňky).



Obr. 25 Čelní stěna výpočetní sítě modulu s rovinným (vlevo) a zvlněným povrchem (vpravo)

5.3 NUMERICKÉ MODELY A OKRAJOVÉ PODMÍNKY

Součástí parametrů, které byly v CFD výpočtech použity u všech řešených variant, jsou shodné okrajové podmínky, numerické modely a metody. Souhrn nastavení vychází ze základního popisu numerického řešení a obecných doporučení (viz kapitola 4), a je uveden v Tab. 3.

Tepelný tok na čelní stěnu vystavenou plazmatu je variantně stanoven na 0,5 až 2,0 MW·m⁻² s krokem 0,5 MW·m⁻². Toto nastavení platí pro modul s rovinným povrchem. Pro zvlněný povrch, který má větší kontaktní plochu s plazmatem, je tepelný tok přepočítán tak, aby celkový odváděný výkon byl pro oba tvary modulů shodný. Ostatní stěny výpočetního modelu mají definován tepelný tok nulový. Pro vstupní podmínku chladiva (*Inlet*) byly u všech modelů nastaveny následující parametry:

- vstupní rychlost: $w = 3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,
- hydraulický průměr: $d_H = 0,008 \text{ m}$,
- vstupní intenzita turbulence: $I = 3,5 \%$.

Vstupní intenzita turbulence byla stanovena z následujícího vztahu (ANSYS Fluent UG):

$$I = 0,16 \cdot Re^{1/8} = 0,16 \cdot 192\,068^{1/8} = 0,035 \quad [-] \quad (22)$$

kde Reynoldsovo číslo na vstupu do kanálu je:

$$Re = \frac{w \cdot \rho \cdot d_H}{\mu} = \frac{3 \cdot 755,4 \cdot 0,008}{9,44 \cdot 10^{-5}} = 192\,068 \quad [-] \quad (23)$$

Hodnoty pro hustotu ρ a dynamickou viskozitu μ v rovnici (23) jsou stanoveny pro vstupní teplotu $T_{in} = 285 \text{ }^\circ\text{C}$.

Tab. 3 Hlavní parametry modelu

Numerické schéma	Metoda korekce tlaku (Pressure-based solver)		
Časová závislost	Ustálený děj (Steady state)		
Viskózní model	Dvourovnicový k- ω SST		
Okrajové podmínky	Vstupní rychlost [m.s ⁻¹]	3	
	Vstupní teplota [°C]	285 / 250 / 200 / 150	
	Vstupní tlak [MPa]	15,5	
	Vstupní intenzita turbulence [%]	3,5	
	Vstupní hydraulický průměr [m]	0,008	
	Tepelný tok [MW.m ⁻²]	0,5 / 1,0 / 1,5 / 2,0	
	Drsnost povrchu [m]	3.10 ⁻⁵	
Materiálové vlastnosti (viz Tab. 4 a Tab. 5)	Hustota [kg.m ⁻³]	$\rho = f(T)$	
	Měrná tepelná kapacita [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	$c_p = f(T)$	
	Tepelná vodivost [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	$\lambda = f(T)$	
	Dynamická viskozita chladiva [kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]	$\mu = f(T)$	
Numerické metody řešení	Rychlostně-tlaková vazba		
	Prostorová diskretizace	Turbulentní kinetická energie	Second Order Upwind
		Rychlost disipace kinetické energie	Second Order Upwind

5.4 DEFINICE MATERIÁLOVÝCH VLASTNOSTÍ

Teplotní vlastnosti materiálů jsou shrnuty pro ocel Eurofer97 v Tab. 4 a pro vodu při tlaku 15,5 MPa v Tab. 5. Pro průběh sledovaných vlastností byla zvolena metoda *piecewise linear* (tj. „po částech lineární“). Tato metoda vytváří v daném rozsahu teplot vždy lineární závislost hledané fyzikální veličiny na teplotě. Sít bodů popisujících výše uvedenou metodu byla volena vždy dle intenzity závislosti hledané fyzikální veličiny na teplotě.

Tab. 4 Vlastnosti oceli Eurofer97 (Malec, 2015)

Teplota	T [°C]	20	100	200	250	300	350	400	450	500	550	600
Hustota	ρ [kg.m ⁻³]	7750	7728	7699		7666		7633		7596		7558
Tepelná kapacita	c_p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	448	486	522	537	551	566	584	612	655	721	801
Tepelná vodivost	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	28,3	29,2	30,7		30,2		29,3		29,5		31,2

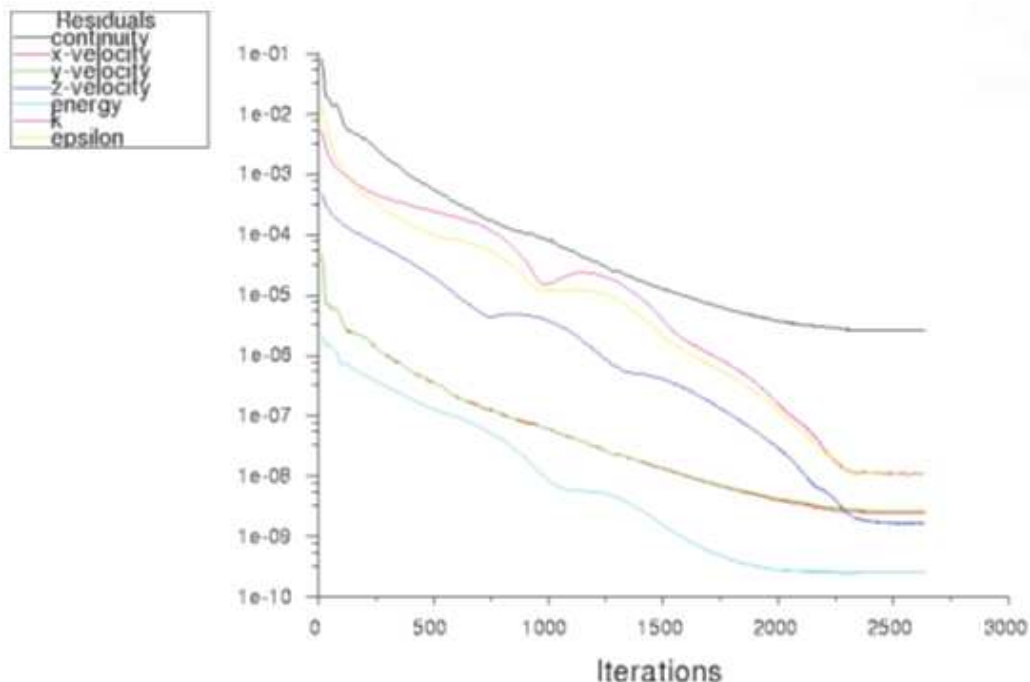
Tab. 5 Vlastnosti vody při tlaku 15,5 MPa (Malec, 2015)

Teplota	T [°C]	240	250	260	270	280	290	300	310	320	330	340
Hustota	ρ [kg.m ⁻³]	825	812	797	782	765	747	727	705	680	651	616
Tepelná kapacita	c_p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	4606	4684	4778	4895	5043	5232	5481	5818	6290	6977	8036
Tepelná vodivost	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	0,643	0,633	0,621	0,607	0,593	0,577	0,559	0,539	0,516	0,491	0,462
Dyn. viskozita	μ [10 ⁻⁶ kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]	114	110	106	102	98,2	94,9	91,7	88,3	84,5	80,4	76,0

5.5 PRŮBĚH VÝPOČTŮ

Vzorový průběh konvergence reziduí pro volný kanál je na Obr. 26. Jak je patrné, již po cca 2500 iteracích všechna rezidua dosahují svých ustálených hodnot. Maximálních reziduí pak dosahuje rovnice kontinuity, a to kolem $2 \cdot 10^{-6}$, což je vzhledem k doporučeným hodnotám hluboko pod nastavenými limity. Podobné průběhy byly sledovány i u dalších výpočetních variant.

Současně s rezidui byly sledovány i fyzikální parametry, jakými jsou hmotností a energetická bilance, teplota chladiva na výstupu, resp. celková tlaková ztráta. K ustálení všech sledovaných parametrů došlo přibližně po 1200 iteracích, což odpovídá hladině nejvýše situovaného rezidua (rovnice kontinuity) v již zkonvergované oblasti (cca $2 \cdot 10^{-4}$).



Obr. 26 Průběh konvergence reziduí pro čistý kanál o délce 0,5 m

6 VÝSLEDKY CFD VÝPOČTŮ

Hlavním cílem provedené studie je prezentovat základní možnosti navýšení odváděného tepelného toku z první stěny WCLL blanketu za stanovených podmínek (max. teplota tělesa modulu, max. výstupní teplota chladiva při daném tlaku, geometrie kanálu). Možné způsoby zvyšování odvodu tepla navazují na popis v kapitole 3 a jsou rozděleny do následujících částí:

- 1) **Přenos tepla do chladiva** - vzájemné srovnání geometrických variant chladicího kanálu z pohledu sledovaných parametrů (součinitele přestupu tepla a faktorů TPF a ETPF). Součástí výsledků je i grafické zpracování a popis vybraných fyzikálních veličin, které přenos tepla ze stěn modulu do chladiva ovlivňují. Tabulkové hodnoty jsou popisovány pro variantu první stěny s rovinným povrchem, v případě grafického znázornění průběhu teplot chladiva na vybrané hraně kanálu jsou do výsledků zahrnuty i varianty se zvlněným povrchem.
- 2) **Tepelná zátěž konstrukčního materiálu první stěny** – vzájemné srovnání maximálních dosahovaných teplot stěn pro jednotlivé geometrické varianty chladicího kanálu a vzájemné porovnání dvou tvarových variant první stěny.
- 3) **Vstupní teplota chladiva** – teoretické přínosy tepelného toku do chladiva v případě snížení jeho teploty na vstupu do kanálu. Studie srovnává dvě zvolené geometrie kanálů – původní geometrickou variantu s volným kanálem (PT) a nevhodnější geometrickou variantu podle faktoru EPTF, tj. kanál s přerušovanou vrtulovou páskou (STB).
- 4) **Limitní tepelné toky pro vybraná řešení** – stanovení maximálních povolených tepelných toků na povrch vystavený plazmatu dle definovaných omezení. Hodnoty jsou vypočteny pro vybrané varianty řešené v rámci všech tří předchozích způsobů zvyšování odvodu tepla, a to pro tepelné toky mezi $0,5$ až $2 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ s krokem $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$.

6.1 PŘENOS TEPLA DO CHLADIVA

Pro stanovení součinitelů přestupu tepla a obou faktorů tepelného výkonu (TPF a ETPF) jednotlivých geometrických variant kanálů byly z CFD modelů exportovány sady výstupů, které jsou uvedeny v Tab. 6. Jedná se o následující číselné hodnoty:

- hydraulický průměr (d_H),
- průměrná rychlost v kanálu (w_{avg}),

- průměrná teplota chladiva na stěně kanálu (T_w),
- průměrná objemová teplota chladiva v kanálu (T_b),
- maximální teplota chladiva v kanálu ($T_{F,max}$),
- maximální teplota na horní hraně kanálu ($T_{e,max}$),
- maximální teplota povrchu tělesa modulu ($T_{EU97,max}$),
- celková tlaková ztráta (Δp),
- průměrná turbulentní kinetická energie (k).

Hydraulický průměr d_H v rovnicích (15) a (16) je určen pro geometrii každého kanálu jako jeho průměrná hodnota po délce kanálu. Rychlost w_{avg} je určena jako objemově zprůměrovaná střední hodnota rychlosti chladiva v kanálu, T_w jako průměrná teplota stěny a T_b jako průměrná teplota chladiva v celém objemu kanálu. $T_{F,max}$ znamená maximální teplotu chladiva v celém průtočném objemu, $T_{e,max}$ určuje maximální teplotu na sledované horní hraně kanálu a $T_{E97,max}$ je maximální teplota oceli Eurofer97 na povrchu první stěny. Celková tlaková ztráta Δp je stanovena jako rozdíl mezi statickými tlaky na výstupní a vstupní ploše průtočného kanálu.

Tab. 6 Výsledné hodnoty vybraných veličin pro řešené varianty s rovinným povrchem

Varianta	d_H [mm]	w_{avg} [m.s ⁻¹]	T_w [°C]	T_b [°C]	$T_{F,max}$ [°C]	$T_{e,max}$ [°C]	$T_{EU97,max}$ [°C]	Δp [Pa]	k [m ² .s ⁻²]
PT-F	8,00	3,039	303,8	290,8	312,3	324,3	460,5	6375	0,0657
HF-F	6,34	3,187	303,5	291,0	308,5	319,0	460,8	10161	0,0982
TTA-F	4,82	3,708	298,4	290,6	304,0	310,4	454,3	37711	0,1294
TTB-F	5,08	3,679	298,4	290,6	304,3	310,8	454,3	36785	0,1244
TTC-F	5,76	3,309	300,7	290,6	306,6	315,6	457,3	22162	0,1096
STA-F	6,31	3,587	298,9	290,6	304,3	312,8	455,1	25885	0,1168
STB-F	7,13	3,484	299,1	290,6	307,6	316,3	454,8	22197	0,1171
STC-F	6,74	3,398	299,5	290,6	306,4	314,8	455,7	23686	0,1471

Na základě výše uvedených výstupů bylo dále možné pomocí definovaných vztahů stanovit následující parametry:

- součinitel třecí ztráty (f) – viz rovnice (16),
- Nusseltovo číslo (Nu) – stanoveno dle rovnice (13), teplotní vodivost byla definována ve všech variantách shodně pro teplotu chladiva 290 °C ($\lambda = 0,577 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, viz Tab. 4),
- součinitel přestupu tepla (α) – stanoven dle rovnice (11),
- TPF – faktor tepelného výkonu (η_{TPF}) – viz rovnice (14),
- ETPF – rozšířený faktor tepelného výkonu (η_{ETPF}) – viz rovnice (20).

Pro stanovení součinitele třecí ztráty byla použita průměrná objemová hustota chladiva v kanálu. Ze známého tepelného toku na povrchu zatěžované první stěny ($q = 0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$), teplot T_w a T_b a tepelné vodivosti pro průměrnou teplotu chladiva 290 °C bylo z rovnice (13) stanoveno Nusseltovo číslo. Následně byly z rovnic (14) a (20) určeny faktory TPF a ETPF. Výsledky jsou shrnuty v Tab. 7.

Tab. 7 Vybraná kritéria hodnocení odvodu tepelného výkonu pro varianty s rovinným povrchem

Varianta	f [-]	Nu [-]	α		η_{TPF}		η_{ETPF}	
			$[\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}]$	[%]	[-]	[%]	[-]	[%]
PT-F	0,02968	551	39768	-	1	-	1	-
HF-F	0,03413	571	41215	3,6	0,989	-1,1	0,887	-11,3
TTA-F	0,07095	917	66145	66,3	1,244	24,4	0,920	-8,0
TTB-F	0,07408	923	66571	67,4	1,234	23,4	0,933	-6,7
TTC-F	0,06258	708	51062	28,4	1,001	0,1	0,848	-15,2
STA-F	0,06817	866	62470	57,1	1,191	19,1	0,985	-1,5
STB-F	0,07003	841	60639	52,5	1,145	14,5	1,006	0,6
STC-F	0,07428	803	57923	45,7	1,073	7,3	0,940	-6,0

Z dosažených výsledků je patrné, že největšího navýšení součinitele přestupu tepla dochází u variant s kroucenou páskou TTA a TTB, a to o cca 67 %. Naopak k téměř zanedbatelnému navýšení dochází u varianty se spirálovými žebry (HF), kde vypočítaná odchylka dosahuje pouhých 3,6 %. Efekt navýšení součinitele přestupu tepla se z pohledu maximálních dosahovaných teplot materiálu první stěny blanketu ($T_{E97,max}$) promítá podle varianty až do výše $6,5 \text{ °C}$. Zvýšení součinitele přestupu tepla oproti základní variantě (PT-F) přitom není způsobeno pouze vlastními promotéry turbulence, ale také zvýšenými rychlostmi u jednotlivých variant (viz Tab. 6), což je dáno snížením celkového průtočného průřezu.

Druhým sledovaným parametrem je faktor TPF vztážený k třecím ztrátám. I zde je nejvyšších hodnot dosahováno pro kroucené pásky TTA a TTB, a to 1,244 resp. 1,234, což znamená 24,4 %, resp. 23,4 % navýšení oproti volnému kanálu. Na opačném konci hodnocení je pak opět varianta se spirálovými žebry, jejíž odchylka dosahuje dokonce mírně záporné hodnoty.

Posledním parametrem je rozšířený faktor tepelného výkonu EPTF, který zohledňuje celkové ztráty dosahované v celé průtočné části kanálu. Nejlepších výsledků zde dosahuje přerušovaná vrtulová páška (STB), která jako jediná dosahuje mírného navýšení faktoru oproti volnému kanálu, a to o 0,6 %. Ostatní řešené varianty vykazují EPTF faktor pod hodnotou 1, a to o 1,5 až 15,2 %.

Pro podrobnější rozbor vlivu geometrických úprav kanálu na přestup tepla do stěn modulu WCLL jsou v následujících podkapitolách zpracovány grafy s teplotními profily po délce kanálu na jeho nejexponovanější hraně (horní hrana kanálu, nejbliže k plazmatu vystavené stěně modulu). Dále jsou pro vybrané varianty zobrazeny formace teplotního pole, pole kinetické turbulentní energie a rychlostního pole ve vybraných příčných řezech podél kanálu (0,1 až 0,5 m).

Je nutné upozornit, že dosažené hodnoty faktorů TPF (η_{TPF}) a ETPF (η_{ETPF}) jsou relevantní pro vstupní podmínky. Ve srovnání s předchozími studiemi (viz kapitola 2.1) jsou obecně dosahovány nižší hodnoty. Je to dáno především relativně vysokými Reynoldsovými čísly (v průměru od 138 272 pro variantu TTA až po 190 679 pro variantu PT), která ve srovnání s nárůstem tlakových ztrát výrazně snižují vliv zvýšení přestupu tepla.

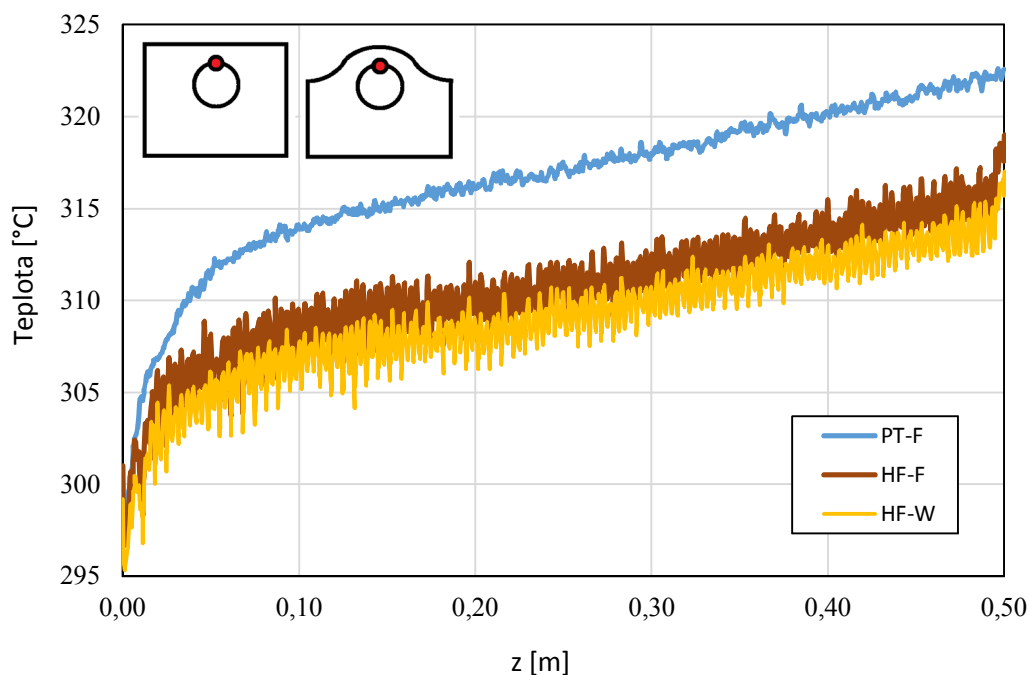
6.1.1 VOLNÝ KANÁL

Volný kanál s rovinným povrchem první stěny je kanálem referenčním. Teplotní profily podél kanálu jsou tedy znázorňovány v grafech u dalších geometrických variant. Jak je patrné např. z Obr. 27, teplota na sledované hraně pro volný kanál se pohybuje od vstupních hodnot kolem 297 °C až po výstupních 322,6 °C. Nárůst teplot je v první části kanálu strmější, následně růst teplot zpomaluje a lze jej považovat za monotónně rostoucí.

Pro interpretaci dosahovaných teplot u všech geometrických variant je třeba doplnit informaci o způsobu zpracovávání dat. Např. průběhy teplot na sledované hraně (viz následující grafy) jsou definovány na rozhraní mezi průtočnou částí kanálu a jeho stěnou (tj. mezi hraničními buňkami výpočetní sítě), a tedy teplota se zde vypočítává jako průměr teploty chladiva u stěny kanálu a teploty stěny samotné. Proto teplotní profily v grafech udávají maximální hodnoty na sledované horní hraně kanálu ($T_{e,max}$) odlišné od maximálních teplot stanovovaných z hodnot uložených ve středech buněk průtočného kanálu ($T_{F,max}$).

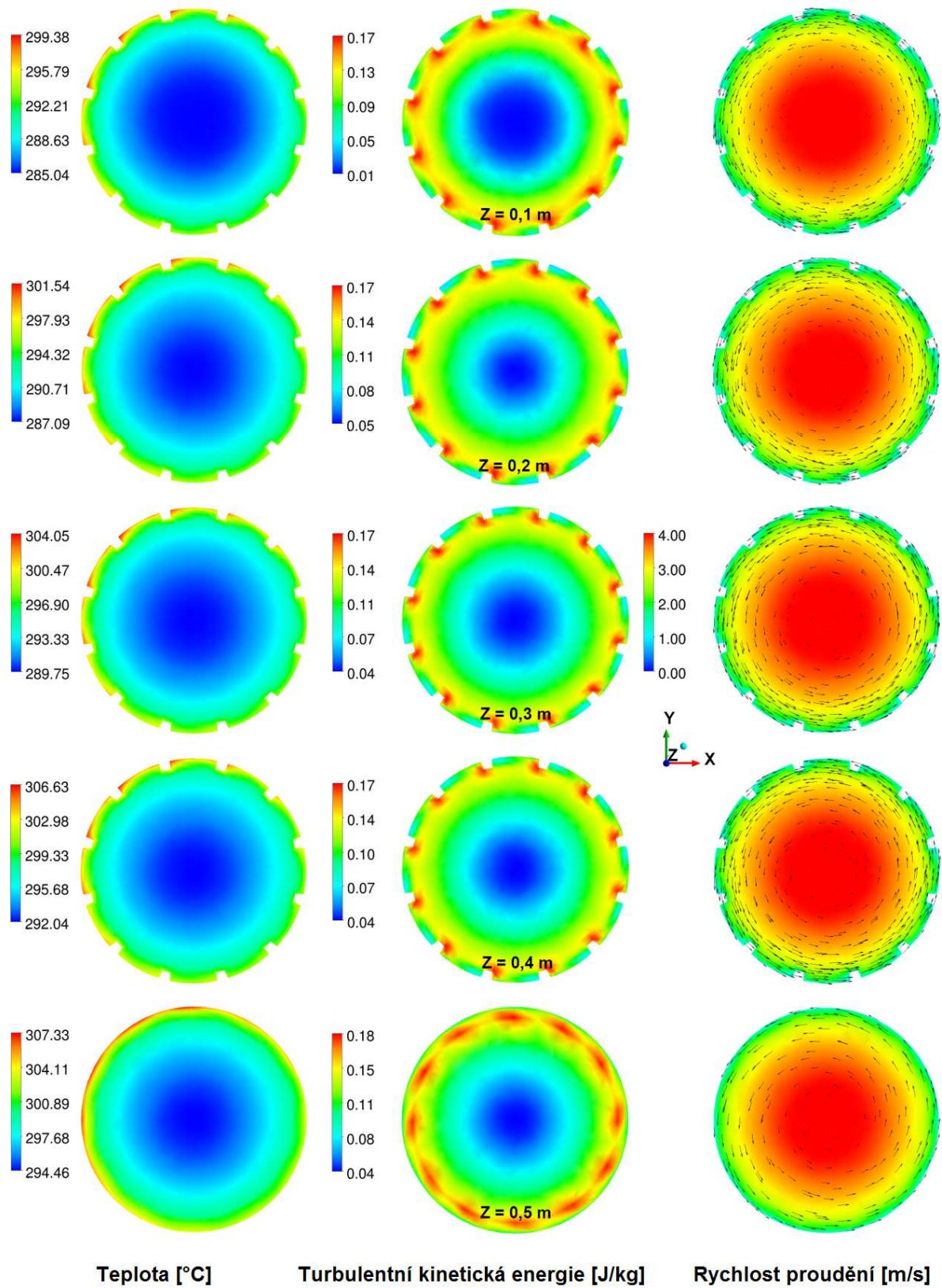
6.1.2 SPIRÁLOVÉ ŽEBROVÁNÍ

Z průběhu teplot na horní hraně kanálu (viz Obr. 27) je vidět, že v každém prostoru mezi žebry je dosaženo velkých gradientů teplot (až 5 °C). Maximální teploty dosahované na konci kanálu na sledované hraně dosahují 319,0 °C, což je pouze o 5,3 °C méně, než je dosahováno u volného kanálu. Řešená varianta se spirálovým žebrováním tak vykazuje oproti ostatním řešením nejmenší pokles teplot na stěně kanálu.



Obr. 27 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a HF)

Velký gradient teplot v oblasti žeber je způsoben tím, že tok chladiva je rozdělen na dvě proudové oblasti. To je dobře patrné z Obr. 28, kde hlavní proud kanálu nezasahuje do mezery a pouze téměř axiálně protéká centrální částí kanálu mimo geometrii žeber. Z pohledu průtočného průřezu se tak pouze snížil průměr kanálu o výšku žeber. Teplo je následně odebráno jen z horních plošek žeber a z mezer jen omezeně. Zvýšená turbulentní kinetická energie, která se za hranou žeber tvoří, nezasahuje do mezižebního prostoru, a tedy není následně vhodně využívána k přenosu tepla do stěn v mezerách mezi žebry. Vedlejší proud protéká v mezerách mezi žebry a je silně přehříván. K tomu dochází zejména v rozích drážek, kde je malý objem kapaliny ohříván větší přestupní plochou. Tento jev ve výsledku způsobuje v XY řezech velké teplotní gradienty (Obr. 28), které se pohybují okolo 14,5 °C v oblasti s žebry a 12,8 °C na výstupu z kanálu.



Teplota [°C]

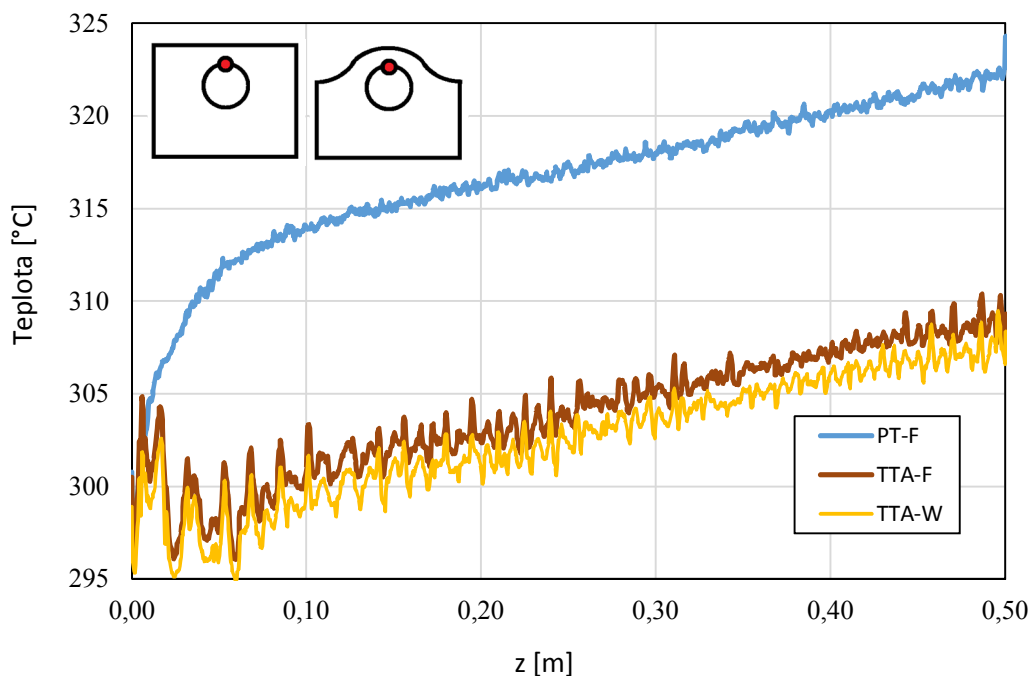
Turbulentní kinetická energie [J/kg]

Rychlost proudění [m/s]

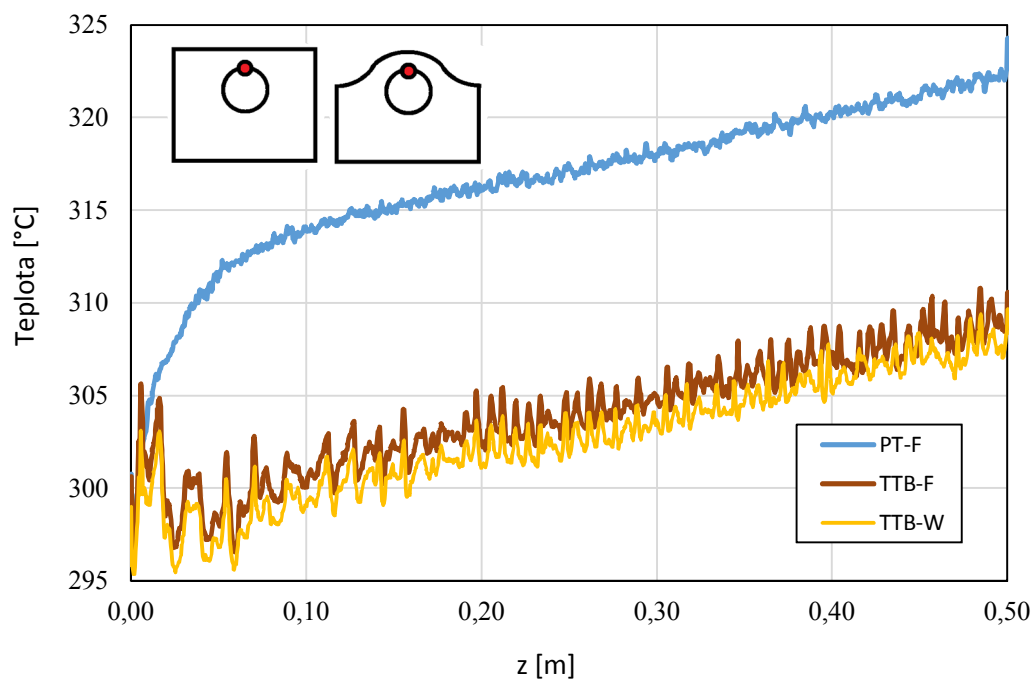
Obr. 28 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta HF-T

6.1.3 KROUCENÁ PÁSKA

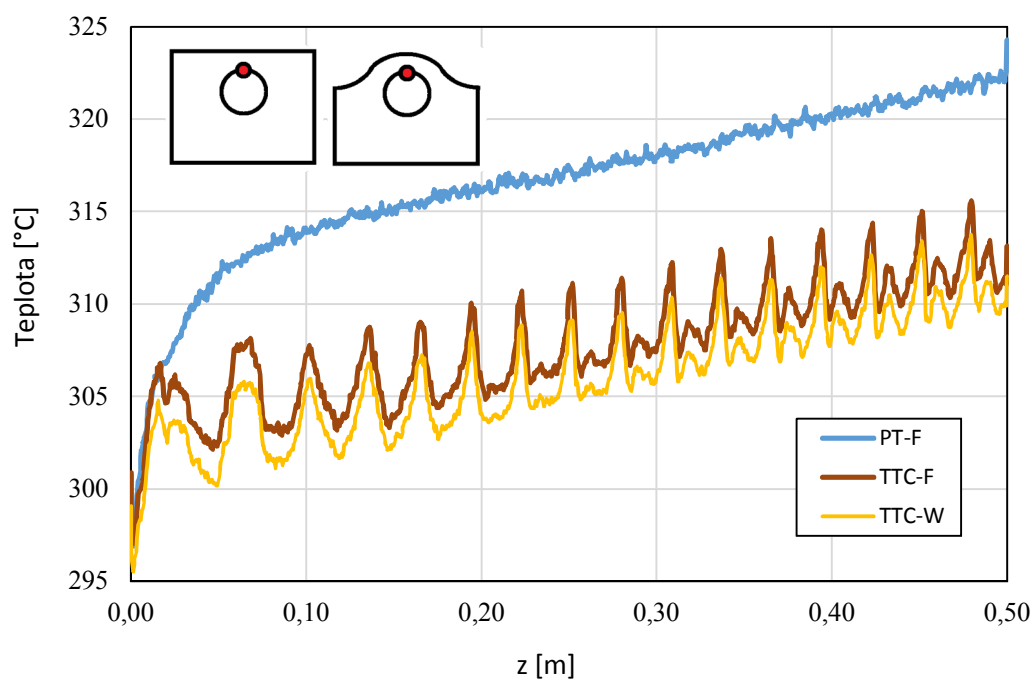
V grafech na Obr. 29 až Obr. 31 jsou patrné vlivy kroucené pásky na cyklické výkyvy teplot u stěny, přičemž nejnižších teplot na sledované hraně je dosahováno tam, kde páska mívá horní úvrať. V oblasti rozvinutého proudění (pro $z = 0,1$ až $0,45$ m) dosahuje u variant TTA a TTB lokální teplotní rozpětí hodnot do 3 °C. Teplotní průběhy jsou u těchto dvou variant téměř totožné a také dosahované maximální teploty jsou vzájemně srovnatelné ($310,4$ °C pro TTA-F a $310,8$ °C pro TTB-F). Oproti tomu u varianty TTC dosahují lokální teplotní rozdíly u horní hrany stěny kanálu až 5 °C a maximální teplota na sledované hraně pro variantu s rovinným povrchem (TTC-F) činí $315,6$ °C. To je způsobeno snížením vlivu pásky, která zde nezasahuje do oblastí laminární podvrstvy u stěny. Chladivo se mimo oblast pásky zpomaluje přibližně na poloviční rychlost, snižuje se tím turbulentní kinetická energie u stěny a tím i schopnost přenosu tepla ze stěn kanálu. Současně trvá výrazně déle přesun teplého proudu z horní části kanálu do spodní a naopak. Ve srovnání s variantami TTA a TTB u stěn vzniká výraznější axiální směr proudu na úkor proudění radiálního. Z dosažených výsledků je tak zřejmé, že oproti volnému kanálu, jehož maximální vypočtená teplota dosahuje $324,3$ °C (PT-F), dochází u jednotlivých variant s kroucenými páskami ke snížení maximální teploty u stěn o $13,9$ °C (TTA-F), $13,5$ °C (TTB-F), resp. $8,7$ °C (TTC-F).



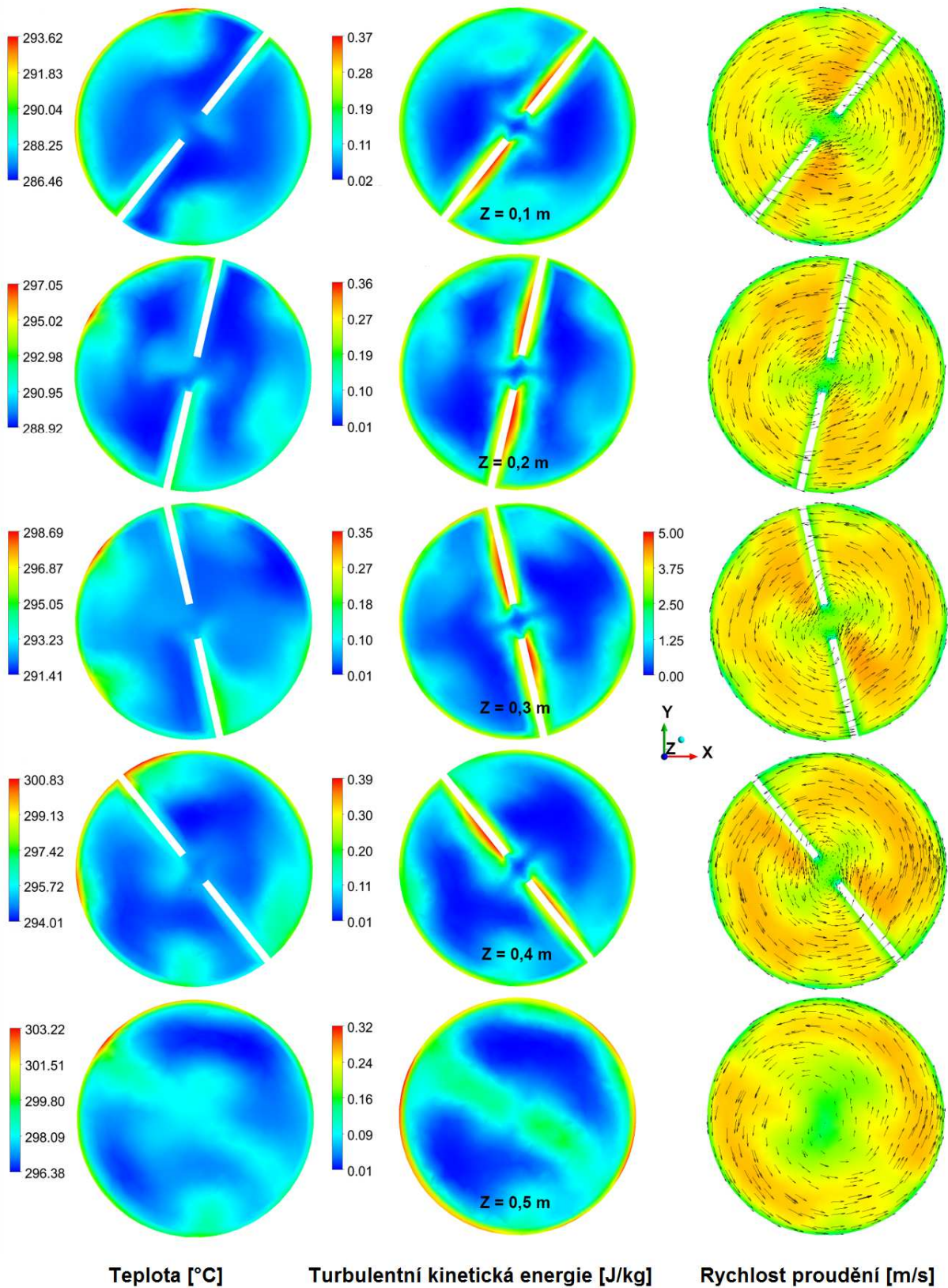
Obr. 29 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTA)



Obr. 30 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTB)



Obr. 31 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTC)



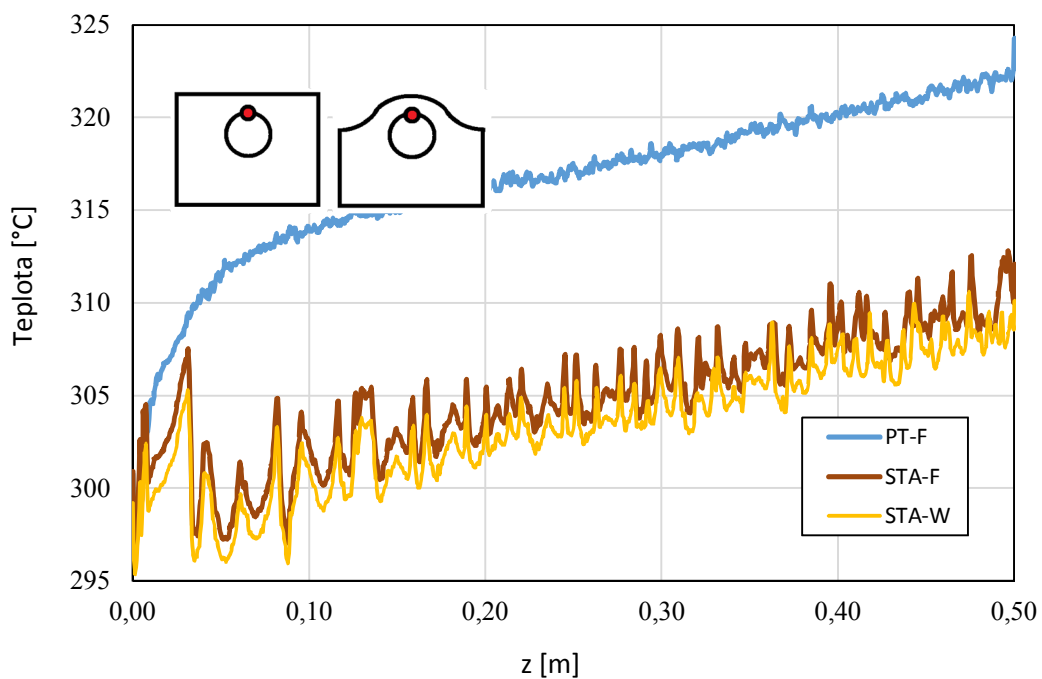
Obr. 32 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta TTB-T

Vliv turbulizace proudu u varianty TTB je patrný též z průběhu sledovaných veličin ve vybraných řezech na Obr. 32. Zatímco maximální teploty zobrazené v řezech jsou vždy lokalizovány u stěn a po délce kanálu mění svou radiální polohu, turbulentní kinetická energie dosahuje svých maxim podél stěn pásek, více pak na náběžné straně, na které se proud chladiva urychluje. To koresponduje s rychlostním polem, které dosahuje vyšších rychlostí právě podél náběžné hrany pásky. Obě varianty s plnou kroucenou páskou (TTA a TTB) generují vířivý tok ve dvou paralelních prouděch oddělených páskou, čímž rychlost dosahuje vysoké rotační symetrie a tvoří výrazný rychlostní prstenec.

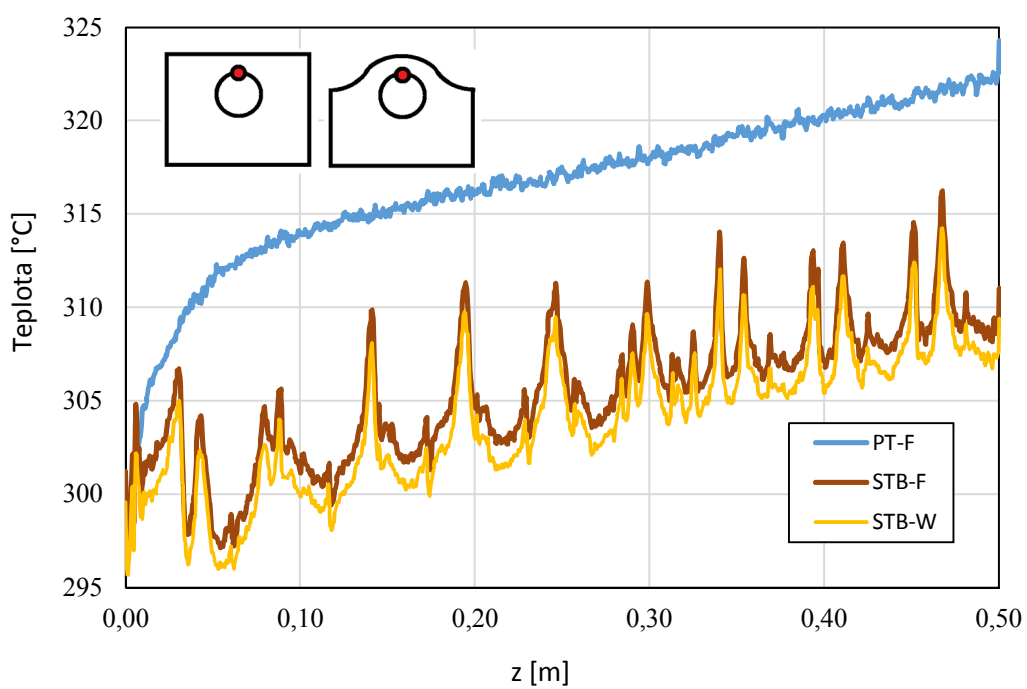
Zvýšenou turbulizaci, a tedy i zvýšenou schopnost odvodu tepla, lze též porovnávat podle průměrné hodnoty turbulentní kinetické energie v průtočné části kanálu (viz Tab. 6), která u varianty TTA dosahuje $0,1294 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$ a u varianty TTB pak $0,1244 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$, což je oproti volnému kanálu s hodnotou $0,0657 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$ téměř dvojnásobné navýšení.

6.1.4 VRTULOVÁ PÁSKA

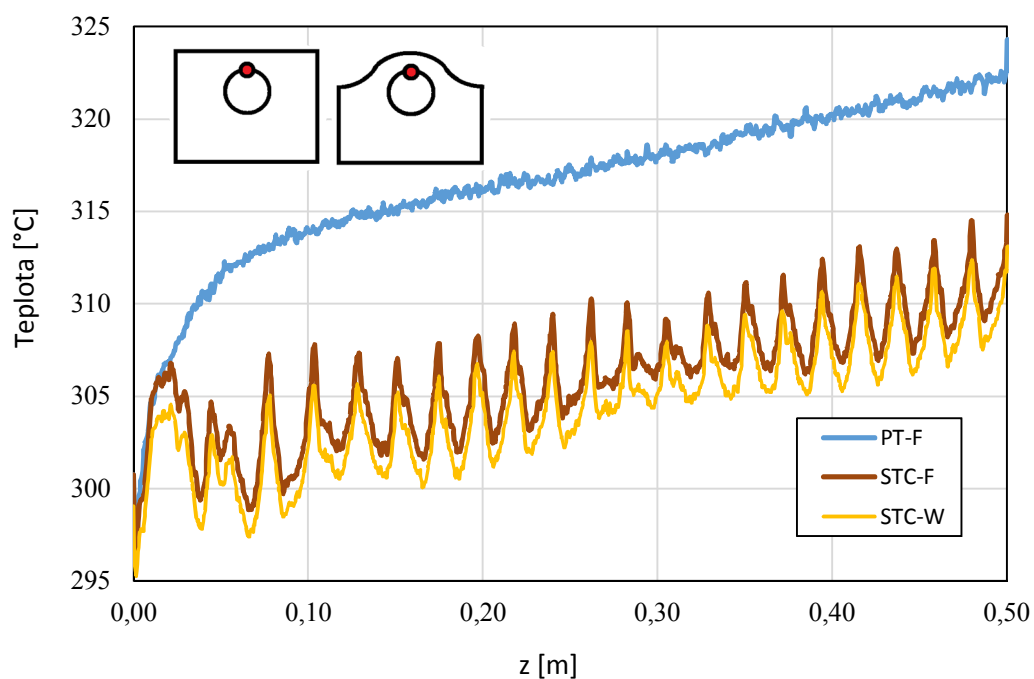
Základní provedení vrtulové pásky (STA) má velmi podobný charakter chování jako je tomu u variant s kroucenou páskou TTA a TTB, viz Obr. 33. Tato varianta vytváří sekundární víry, které se dostávají až na stěnu potrubí a lépe se tak mísí jednotlivé teplotní vrstvy chladiva. Lokální teplotní výkyvy na sledované horní hraně kanálu u varianty STA dosahuje v rozvinuté části proudění (pro $z = 0,1$ až $0,45 \text{ m}$) $3 - 5 \text{ }^\circ\text{C}$. Nejvýraznější teplotní výkyvy na sledované hraně vykazuje přerušovaná páska (STB), a to až $10 \text{ }^\circ\text{C}$, viz Obr. 34. To je způsobeno náběhem chladiva na hranu pásky, kde dochází k jeho částečnému zpomalení. Proud chladiva se zde chová podobně jako u varianty STA, což je zřejmě zapříčiněno tím, že během přerušování pásky u varianty STB si proud udržuje dostatečnou rotační setrvačnost a vnesenou turbulentní kinetickou energii, a je tak schopen po určitou vzdálenost efektivně odebírat teplo ze stěny kanálu. Pohyb chladiva u varianty se sníženou výškou vrtulové pásky (STC), který je patrný z Obr. 35, je velmi podobný shodné variantě pro kroucenou pásku, tj. variantě TTC (Obr. 31). Teplotní průběhy jednotlivých variant se promítají také do maximálně dosahovaných teplot chladiva, které u varianty STA-F činí $312,8 \text{ }^\circ\text{C}$, u STB-F $316,3 \text{ }^\circ\text{C}$ a u STC-F pak $314,8 \text{ }^\circ\text{C}$.



Obr. 33 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STA)



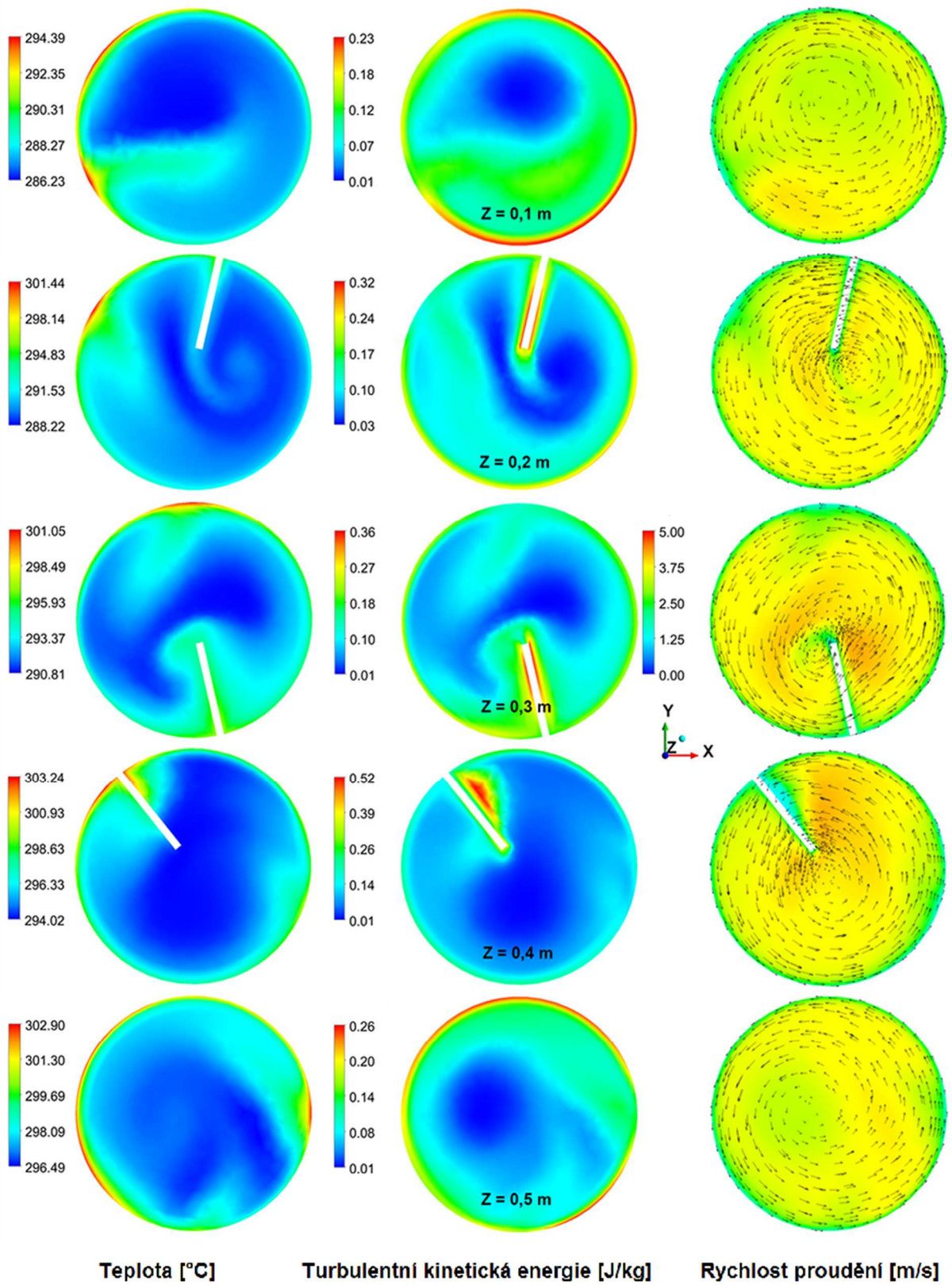
Obr. 34 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STB)



Obr. 35 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STC)

Jak je patrné z průběhu sledovaných veličin na Obr. 36, proud chladiva se chová podobně jako u variant s kroucenými páskami. Teplotní pole je silně závislé na turbulentním a rychlostním poli, což je patrné zejména tam, kde teploty dosahují u stěny svých maxim a naopak rychlostní pole v daném místě mají rychlost lokálně nejnižší. Turbulentní kinetická energie pak predikuje vyšší vliv v těsné blízkosti hran pásky a v menší míře také v blízkosti ohřívané stěny kanálu.

Průměrná hodnota turbulentní kinetické energie u varianty STB dosahuje $0,1171 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$, což ve srovnání s volným kanálem představuje navýšení o 78 %.

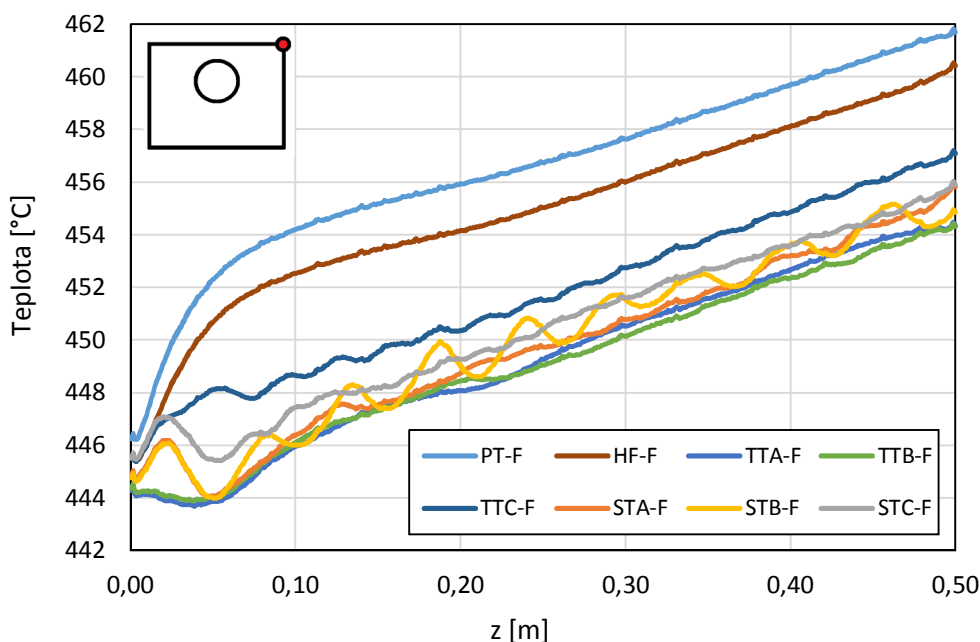


Obr. 36 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta STB-T

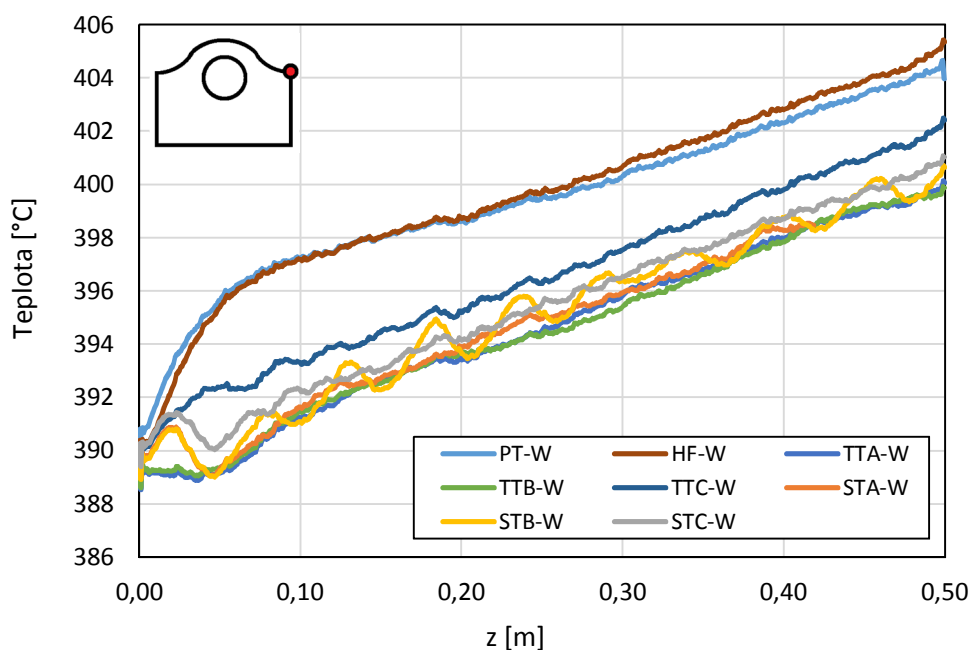
6.2 TEPELNÁ ZÁTĚŽ KONSTRUKČNÍHO MATERIÁLU

Průběh odvodu tepla ze stěn kanálu do chladiva se promítá i do teplotního profilu v konstrukčním materiálu modulu první stěny. Maximální teploty dosahované u jednotlivých geometrických variant kanálu s rovinným povrchem první stěny jsou uvedeny v Tab. 6. Maximální teploty jsou dosahovány na nejbližším místě od stěn kanálu a jejich průběh po délce modulu je pro všechny řešené geometrické varianty kanálu s rovinným povrchem první stěny uveden v grafu na Obr. 37. Podobně jsou porovnány geometrické varianty kanálu pro zvlněný povrch, viz Obr. 38.

Zobrazené výsledky pro oba tvary povrchů kopírují charakter a výši teplotních průběhů na horní hraně chladicích kanálů (viz předchozí grafy). Nejvyšších teplot dosahuje volný kanál (PT) a následně kanál se šroubovitým žebrováním (HF). Pro variantu se zvlněným povrchem první stěny dochází dokonce k tomu, že maximální teplota u šroubovitého žebrování (HF-W) na konci kanálu dosahuje vyšších hodnot než volný kanál (PF-W). Výrazně nižších teplotních profilů dosahují všechny ostatní řešené varianty, přičemž varianty STB, TTA a TTb vycházejí z pohledu schopnosti odvádět teplo nejlépe. U chladicích modulů ve variantách TTA-F a TTb-F je vidět maximální pokles teploty na výstupu (454,3 °C), což vede oproti variantě PT-F k poklesu o 6,2 °C. U modulů se zvlněným povrchem první stěny je vzájemný rozdíl teplot nižší. Zatímco nejnižší maximální teploty dosahuje varianta TTb-W (399,8 °C), u PT-W se jedná o teplotu 403,7 °C, což je rozdíl pouze 3,9 °C.



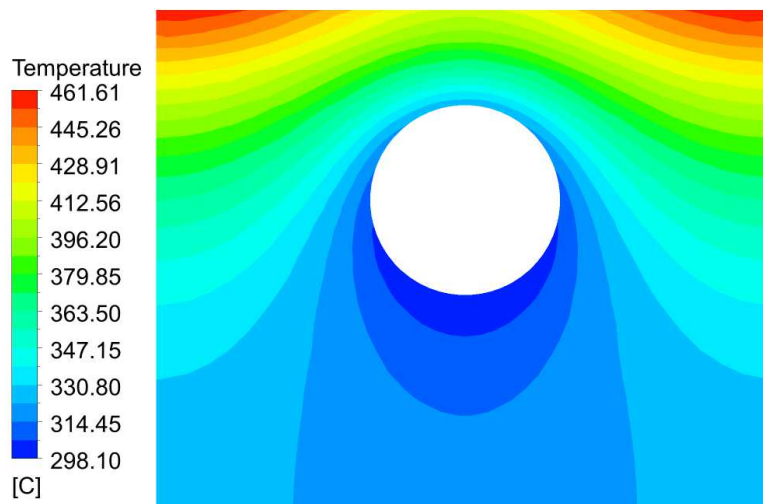
Obr. 37 Průběh teplot po délce modulu s rovinným povrchem první stěny pro nejteplejší hranu oceli Eurofer97



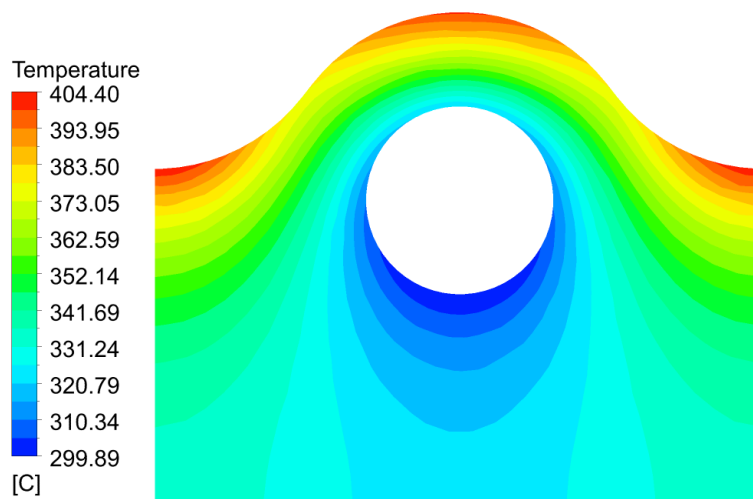
Obr. 38 Průběh teplot po délce modulu se zvlněným povrchem první stěny pro nejteplejší hranu oceli Eurofer97

Při pohledu na Obr. 37 a Obr. 38 je zřejmé, že absolutní hodnoty dosahovaných teplot u obou variant tvaru první stěny se výrazně liší. Rozdílné maximální povrchové teploty rovinné a zvlněné varianty s volným kanálem (PT) při tepelném toku $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ jsou vidět na Obr. 39 a Obr. 40. Zatímco maximální teplota pro rovinné provedení dosahuje $461,6 \text{ }^\circ\text{C}$, zvlněný tvar první stěny snižuje maximální teplotu na $404,4 \text{ }^\circ\text{C}$, a tedy teplotní rozdíl činí $57,2 \text{ }^\circ\text{C}$. Jak je z obrázků patrné, teplotní gradient po tloušťce konstrukčního materiálu je relativně konstantní a maximální povrchová teplota tak roste lineárně se vzdáleností od chladicího kanálu.

V případě porovnání základní varianty s volným kanálem a rovinným povrchem první stěny a varianty s kroucenou páskou (TTB) v kombinaci se zvlněným povrchem první stěny je dosaženo maximálního snížení tepelné zátěže materiálu WCLL modulu první stěny. Pro tepelný výkon $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ se jedná o snížení z teploty $461,8 \text{ }^\circ\text{C}$ na $399,9 \text{ }^\circ\text{C}$, což činí rozdíl $61,9 \text{ }^\circ\text{C}$.



Obr. 39 Rozložení teplotního pole v konstrukčním materiálu modulu s rovinným povrchem první stěny pro chlazení volným kanálem; $z = 0,5$ m; tepelný tok $0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$



Obr. 40 Rozložení teplotního pole v konstrukčním materiálu modulu první stěny se zvlněným povrchem první stěny pro chlazení volným kanálem; $z = 0,5$ m; tepelný tok $0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$

6.3 VSTUPNÍ TEPLOTA CHLADIVA

Další snížení teplotní zátěže konstrukčního materiálu modulu první stěny je možné dosáhnout snížením vstupní teploty chladiva. Pro tuto studii byla vybrána varianta s volným kanálem a kanálem STB. Kromě původní úrovně vstupní teploty chladiva (285 °C) pokrývá studie také vstupní teploty 150 °C , 200 °C a 250 °C . Vzhledem k tomu, že různé geometrické návrhy povrchu první stěny generují rozdílnou tepelnou zátěž modulu blanketu, je zahrnuto jak rovinné, tak zvlněné provedení první stěny.

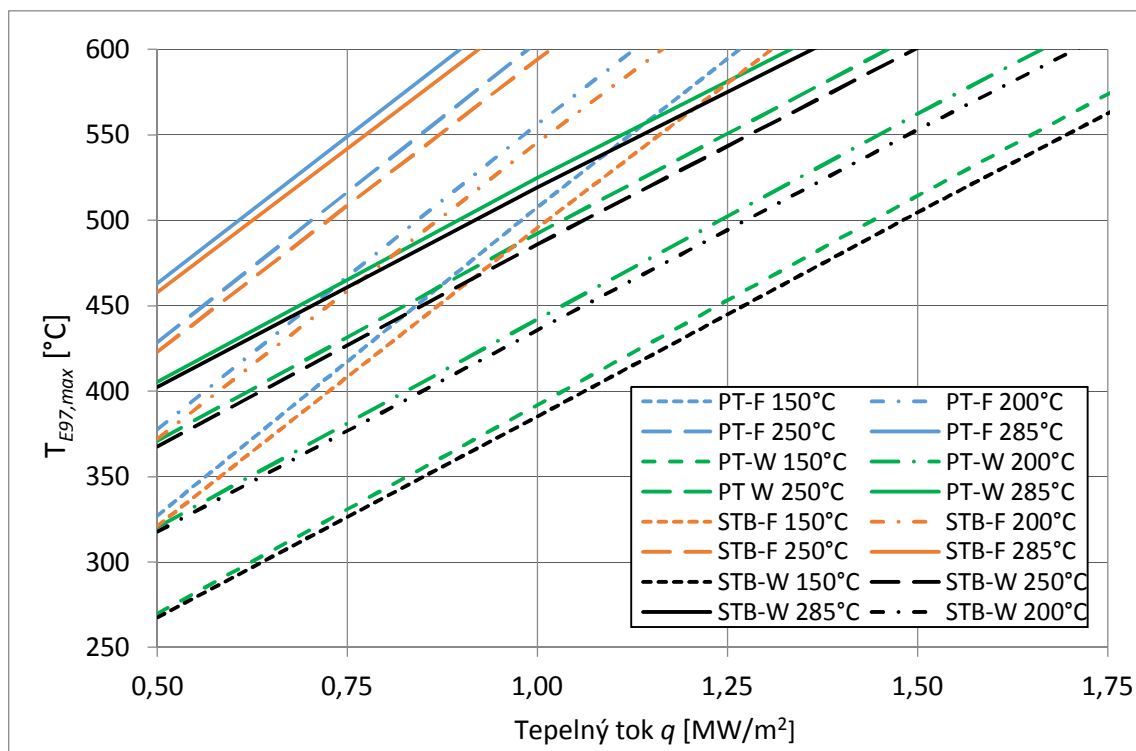
Tab. 8 ukazuje maximální teploty v materiálu modulu první stěny vystaveného tepelnému toku $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ pro všechny 4 teplotní hladiny chladiva na vstupu do kanálu.

Tab. 8 Maximální dosahované teploty oceli Eurofer97 pro tepelný tok $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$

Vstupní teplota [°C]	150	200	250	285
PT-F	327,3	378,0	428,9	463,4
PT-W	270,1	320,5	371,1	405,8
STB-F	321,5	372,2	423,2	458,1
STB-W	267,6	318,0	367,9	402,8

6.4 LIMITNÍ TEPELNÉ TOKY

Doposud provedené části studií porovnávaly vhodnost jednotlivých variant řešení vždy ve vztahu k fixní tepelné zátěži první stěny o velikosti $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$. Pokud je hlavním kritériem podmínka nepřekročení maximální provozní teploty oceli (550 °C), pak všechny simulované varianty tuto podmínku splňují.



Obr. 41 Maximální dosahované teploty oceli Eurofer97 v závislosti na tepelném zatížení první stěny pro vybrané varianty

Aby mohly být nalezeny maximální možné tepelné toky, byly pro vybrané geometrické varianty simulovány vyšší tepelné zátěže, a to až do $2,0 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ s krokem $0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$. Následně tak bylo možné vytvořit závislost maximální dosahované povrchové teploty oceli Eurofer97 na tepelném toku dopadajícím na povrch první stěny modulu, viz Obr. 41. Z grafu je patrné, že tvar první stěny výrazně ovlivňuje její teplotní zatížení. Také snižování vstupní teploty chladiva má významný vliv, přičemž závislost mezi poklesem vstupní teploty a poklesem maximální dosahované teploty oceli je téměř lineární. Vliv turbulizujících prvků instalovaných v průtočném kanálu je naopak silně omezený.

Maximální povolené tepelné toky, které je možné pro jednotlivé řešené varianty dosáhnout při podmínce $T_{max,E97} = 550 \text{ }^\circ\text{C}$, jsou shrnuty v Tab. 9. Z dosažených výsledků je zřejmé, že modul se zvlněným povrchem umožňuje zvýšit maximální tepelné zatížení pro volný kanál z $0,75 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ (PT-F) na $1,11 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$ (PT-W), což vede ke zlepšení o 48 %. Při aplikaci vybraných variant všech tří možných způsobů navýšení odvodu tepla z modulu první stěny, tj. modul se zvlněným povrchem první stěny a s přerušovanou vrtulovou páskou v průtočném kanálu (STB-W) a při aplikaci vstupní teploty $150 \text{ }^\circ\text{C}$, lze teoreticky dosáhnout až výkonu na úrovni $1,69 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$, což představuje navýšení o 125 %.

Tab. 9 Maximální povolené tepelné toky [$\text{MW}\cdot\text{m}^{-2}$] pro vybrané geometrické varianty

Vstupní teplota [$^\circ\text{C}$]	150	200	250	285
PT-F	1,121	0,981	0,844	0,752
PT-W	1,643	1,447	1,246	1,110
STB-F	1,159	1,013	0,870	0,773
STB-W	1,694	1,485	1,277	1,136

Tvar konstrukce první stěny se zvlněným povrchem umožňuje další potenciální zlepšení způsobené nižším sklonem nárůstu zatížení. Navíc, při pohledu na teplotní maxima na Obr. 40, se nabízí také optimalizace tvaru zvlněné konstrukce, která by vedla k dalšímu snižování maximální povrchové teploty. Na druhou stranu si je nutné uvědomit, že první stěna svým tvarem nekopíruje tvar vakuové nádoby ideálně, a tedy plazma na povrch stěny ve skutečnosti nedopadá vždy v kolmém směru. V případě jiného úhlu dopadu je tak zvlněný povrch ohříván nehomogenně, tj. některé povrchy budou ve výkonovém stínu, jiné budou vystaveny tepelnému toku vyššímu. V důsledku toho se špičkový tepelný tok může lokálně zvýšit v závislosti na geometrii povrchu. V této studii se předpokládá, že tepelný tok je kolmý k rovině první stěny pro oba typy povrchů.

U studie zaměřené na sníženou teplotu chladiva na vstupu do kanálu je nutné podotknout, že se jedná více o teoretické než praktické řešení, protože s nižší teplotou se výrazně snižuje celková účinnost termodynamického cyklu.

7 ZÁVĚR

Studie se zaměřila na zvyšování odvodu tepla z první stěny fúzních reaktorů chlazených tlakovou vodou za podmínek definovaných pro provoz s konstrukčním materiálem první stěny blanketu - ocelí Eurofer97. Hlavní limitující podmínkou je maximální provozní teplota oceli 550 °C. Byly analyzovány tři možné způsoby zvyšování odvodu tepla z chladicího kanálu modulu první stěny, kterými jsou zvýšení přestupu tepla na straně chladiva, tvarová optimalizace modulu první stěny a snížení vstupní teploty chladiva.

Za účelem zvýšení přestupu tepla na straně chladiva bylo analyzováno celkem 7 typů promotérů turbulence. Jejich využití pro intenzifikaci přestupu tepla v chladicím kanálu má relativně omezený potenciál. Pro výběr vhodného promotéru turbulence bylo použito faktorů PTF a EPTF, které zohledňují zvýšené provozní náklady ve formě čerpacího výkonu, a pro nejvhodnější variantu s přerušovanou vrtulovou páskou (STB-F) dochází k navýšení odváděného tepelného toku o 0,021 MW·m⁻², což odpovídá relativnímu navýšení o 2,8 %. Vyšší využití promotérů turbulence je částečně ovlivněno průtočným režimem chladiva, který způsobuje dosahování relativně vysokých Reynoldsových čísel v řádu 10⁶, což ve srovnání s nárůstem tlakových ztrát výrazně snižuje možnost relativního nárůstu přestupu tepla, a tedy vlastní efekt promotérů turbulence je z těchto důvodů nižší.

Při srovnání základní návrhové varianty (PT-F) s variantou zahrnující pouze úpravu tvaru povrchu první stěny (PT-W) dosahuje zvýšení odváděného tepelného toku 48 %. Toto navýšení je způsobeno zejména výrazným snížením maximální vzdálenosti mezi chladicím kanálem a plazmatu vystavenému povrchu, což určuje celkový teplotní gradient ve stěně oceli Eurofer97.

Snižování teploty na vstupu do chladicího kanálu lze parametrizovat podle velikosti jejího snížení, kde pro základní variantu PT-F platí, že pokles vstupní teploty o 1 °C zvyšuje limitní odvod tepelného toku o cca 2,7 kW·m⁻², což odpovídá navýšení odváděného výkonu 1 % při poklesu vstupní teploty o cca 2,8 °C.

Tato habilitační práce přinesla nové poznatky při hledání celkového potenciálu navýšení tepelné zátěže první stěny WCLL modulu. Při využití všech analyzovaných variant řešení je možné zvýšit tepelný tok na první stěnu modulu blanketu z 0,75 MW·m⁻² pro základní návrhovou variantu (volný kanál, modul s rovinným povrchem první stěny a vstupní teplota chladiva 285 °C) až na 1,69 MW·m⁻² (kanál s přerušovanou vrtulovou páskou, modul se zvlněným povrchem první stěny a se vstupní teplotou chladiva 150 °C), což představuje navýšení o 125 %. Ani všechny použité návrhy úprav však nejsou dostatečné pro zvládnutí předpokládaného maximálního tepelného toku (cca

7 MW·m²) a je tedy nutné i nadále hledat řešení, která očekávané tepelné zatížení od plazmatu bezpečně zajistí.

Možná řešení jsou průběžně na mezinárodní úrovni zkoumána a zahrnují dva základní směry. Prvním z nich je snížení tepelné zátěže a výkonových nestacionarit ze strany plazmatu. Druhým řešeným problémem je vlastní použitý materiál, který v případě oceli Eurofer97 vykazuje výrazná omezení právě v limitní provozní teplotě a relativně nízké tepelné vodivosti způsobující vysoký teplotní gradient v oceli a tím i vysoká vnitřní pnutí. V případě konstrukčního materiálu se přitom u prvních fúzních elektráren očekává možnost průběžné výměny jednotlivých modulů právě z důvodů jejich nadměrného zatěžování. Jiným řešením je použití pokročilých tepelně odolných materiálů s vysokou tepelnou vodivostí vyvíjených pro terče divertoru (You, a další, 2016).

REFERENCE

ANSYS Fluent Theory Guide. *Release 18.2.* Canonsburg: ANSYS, 2017.

ANSYS Fluent Users Guide. *Release 18.2.* Canonsburg: ANSYS, 2017.

Aubert, J. a další, 2014. Development of the water-cooled lithium lead blanket for DEMO. *Fusion Engineering and Design.* 2014, 89(7-8), 1386-1391. ISSN 0920-3796. Dostupné z: doi:10.1016/j.fusengdes.2014.01.061

Aubert, J. a další, 2015. Optimization of the first wall for the DEMO water cooled lithium lead blanket. *Fusion Eng. Des.* 98–99 (2015) 1206–1210.

Aubert, J., 2013. *Design development of a DEMO blanket vertical segment - Water-cooled LiPb concept.* 2013, 107 s. EN/DANS/DM2S/SEMT/BCCR/RT/13-003/A.

Barret, T. R., a další, 2016. Progress in the engineering design and assessment of the European DEMO first wall and divertor plasma-facing components. *Fusion Eng. Des.* 109–111 (2016) 917–924.

Berka, J. a další, 2010. *Korodní odolnost feriticko-martenzitické oceli EUROFER 97 v tavenině Pb-17Li* [online]. 30. září. 2010. Dostupné také z: paliva.vscht.cz/download.php?id=28

Bhuya, M.K., a další, 2013. Heat transfer and friction factor characteristics in turbulent flow through a tube fitted with perforated twisted tape inserts, *Int. Commun. Heat Mass Transf.* 46 (2013) 49-57.

Boccaccini, L.V., a další, 2016. Objectives and status of EUROfusion DEMO blanket studies. *Fusion Eng. Des.* 109–111 (2016) 1199–1206.

Brognaux, L.J., a další, 1997. Single-phase heat transfer in micro-fin tubes. *Int. J. Heat Mass Transf.* 40 (1997) 4345e4357.

Cable, M., 2009. *An Evaluation of Turbulence Models of the Numerical Study of Forced and Natural Convective Flow in Atria.* Ontario : Queen's University, 2009.

Donne, T. a další, 2018. *European Research Roadmap to the Realisation of Fusion Energy.* Munich: EUROfusion, 2018. ISBN 978-3-00-061152-0. Dostupné také z: www.euro-fusion.org/eurofusion/roadmap

Eiamsa-Ard, P. a další, 2014. A case study on thermal performance assessment of a heat exchanger tube equipped with regularly-spaced twisted tapes as swirl generators, *Case Studies in Thermal Engineering.* 3 (2014) 86-102.

Entler, S. a další, 2018. Approximation of the Economy of Fusion Energy. *Energy.* 2018, **152**, 489-497. ISSN 0360-5442. Dostupné z: doi:https://doi.org/10.1016/j.energy.2018.03.130

Entler, S. a další, 2019. ENTLER, S., et al. *Budoucnost energetiky: jaderná fúze.* Praha: Středisko společných činností AV ČR, 2019. ISBN 978-80-200-3007-8.

Federici, G. a další, 2017. European DEMO design strategy and consequences for materials. *Nuclear Fusion.* 2017, **57**(9), 092002 (26pp). Dostupné z: doi:10.1088/1741-4326/57/9/092002

Guo, J. a další, 2011. A numerical study on heat transfer and friction factor characteristics of laminar flow in a circular tube fitted with center-cleared twisted tape. *Int. J. Therm. Sci.* 50 (2011) 1263-1270.

Hang, X. a další, 2013. Numerical studies on heat transfer and friction factor characteristics of a tube fitted with helical screw-tape without core-rod inserts. *Int. J. Heat Mass Transf.* 60 (2013) 490-498.

Hasanpour, A. a další, 2014. A review study on twisted tape inserts on turbulent flow heat exchangers: the overall enhancement ratio criteria. *Int. Commun. Heat Mass Transf.* 55 (2014) 53-62.

- Holeček, O. a další, 2015.** Sdílení tepla. In: *VŠCHT Praha* [online]. [cit. 2015-březen-05]. Dostupné z: <https://vscht.cz/uchi/ped/chi/chi.ii.ulohy.k11.sdileni.tepla.pdf>
- Horacek, J. a další, 2017.** Feasibility study of fast swept divertor strike point suppressing transient heat fluxes in tokamaks DEMO and COMPASS-Upgrade. *Fusion Eng. Des.* 123 (2017) 646e649.
- Incropera, F.P. a další, 2000.** *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 4th. vyd. New York: Wiley, 2000. ISBN 0-471-30460-3. S. 493.
- Kozubková, M. a další, 2003.** *Numerické modelování proudění FLUENT I*. Ostrava : VŠB-TU Ostrava, 2003. 115 s.
- Li Puma, A. a další, 2012.** *Design and development of DEMO blanket concepts in Europe*, 2012.
- Mahaffy, J. a další, 2007.** *Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications*, NEA/CSNI/R. NEA, 2007.
- Maisonier, D. a další, 2005.** *A Conceptual Study of Commercial Fusion Power Plants: Final Report of the European Fusion Power Plant Conceptual Study (PPCS): EFDA-RP-RE-5.0*. EFDA, 2005.
- Malec, S., 2015.** *Chlazení první stěny fúzního reaktoru DEMO pomocí vodních kanálů*. Praha, 2015. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní.
- Melichar, T., 2015.** *Eurofusion DCLL blanket design - chlazení první stěny blanketu*. Praha, 2015. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní.
- Mwesigye, A. a další, 2016.** Heat transfer and entropy generation in a parabolic trough receiver with wall-detached twisted tape inserts. *Int. J. Therm. Sci.* 99 (2016) 238-257.
- Nagarajan, P.K., a další, 2010.** Studies on heat transfer and friction factor characteristics of turbulent flow through a micro-finned tube fitted with left-right inserts. *Appl. Therm. Eng.* 30 (2010) 1666-1672.
- Prokupek, J. a další, 2017.** HELCZA – High Heat Flux Test Facility for Testing ITER EU First Wall Components. *Fusion Engineering and Design*. 124 (2017) 187-190.
- Reux, C. a další, 2015.** Runaway beam studies during disruptions at JET-ILW. *J. Nucl. Mater.* 463 (2015) 143-149.
- Rieth, M., 2003.** *EUROFER 97: Tensile, Charpy, Creep and Structural Tests*. Karlsruhe: Institut für Materialforschung, 2003. Dostupné také z: <http://bibliothek.fzk.de/zb/berichte/FZKA6911.pdf>
- Romanelli, F., 2012.** ROMANELLI, F. *Fusion Electricity, A roadmap to the realisation of fusion energy*. EDFA, 2012.
- Salam, B. a další, 2013.** Heat transfer enhancement in a tube using rectangular-cut twisted tape insert. *Procedia Engineering*. 56 (2013) 96-103.
- Schaaf, B. a další, 2003.** The development of EUROFER reduced activation steel. *Fusion Engineering and Design*. 2003, 69, 197-203. ISSN 0920-3796.
- Sivashanmugam, P. a další, 2007.** Experimental studies on heat transfer and friction factor characteristics of turbulent flow through a circular tube fitted with regularly spaced helical screw-tape inserts. *Appl. Therm. Eng.* 27 (2007) 1311-1319.
- Todreas, N.E. a další, 1990.** *Nuclear systems I : Thermal Hydraulic Fundamentals*. Hemisphere Publishing Corporation, 1990. 705 p. ISBN 1-56032-051-6.
- Webb, R.L., 1994.** *Principles of enhanced heat transfer*. New York: John Wiley, 1994. ISBN ISBN 0-471-57778-2.

Wenninger, R. a další, 2017. The DEMO wall load challenge. *Nuclear Fusion* [online]. 2017, 57(046002), 11 [cit. 2021-02-06]. Dostupné z: doi:10.1088/1741-4326/aa4fb4

You, J.H. a další, 2016. Conceptual design studies for the European DEMO divertor: rationale and first results. *Fusion Eng. Des.* 109e111 (2016) 1598-1603.

Zácha, P. a další, 2019. High heat flux limits of the fusion reactor water-cooled first wall. *Nuclear Engineering and Technology*. 2019, 51(5), 1251-1260. ISSN 1738-5733. Dostupné z: doi:10.1016/j.net.2019.03.013

Zdaniuk, G. a další, 2008. Experimental determination of heat transfer and friction in helically-finned tubes. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2008, **32**, 761-775.

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1 Fúzní reaktor ITER (Entler, a další, 2019)	7
Obr. 2 Návrh segmentace blanketu (Melichar, 2015)	12
Obr. 3 Současné koncepty blanketu Eurofusion (Li Puma, a další, 2012)	14
Obr. 4 „Single Box“ desing WCLL blanketu (Hang, a další, 2013)	16
Obr. 5 Detail vnějšího modulového blanketu označovaného V2 (Aubert, 2013)	17
Obr. 6 Vertikální řez první stěnou (Aubert, 2013)	18
Obr. 7 Povlakované povrchy	21
Obr. 8 Zdrsněné povrchy	21
Obr. 9 Rozšířené povrchy pro plyny	22
Obr. 10 Rozšířené povrchy pro kapaliny	23
Obr. 11 Vložené prvky	24
Obr. 12 Prostředky turbulizace proudu	24
Obr. 13 Výměník se šroubovitě vinutou trubkou	25
Obr. 14 Prostředky měnící povrchové napětí	25
Obr. 15 Typická konfigurace zkroucené pásky (Hasanpour, a další, 2014)	27
Obr. 16 Teplotní pole v první stěně se zvlněným (nahore) a rovinným povrchem (dole); tepelný tok: 0.5 MW·m ⁻²) (Aubert, 2013)	29
Obr. 17 Metody modelování turbulence	38
Obr. 18 Rozdělení oblasti v blízkosti stěny (Kozubková, a další, 2003)	42
Obr. 19 Základní přístupy pro modelování proudění v blízkosti stěny (Kozubková, a další, 2003)	43
Obr. 20 Diagramy algoritmů metody korekce tlaku	46
Obr. 21 Diagram algoritmu metody korekce hustoty	47
Obr. 22 Kanál se spirálovým žebrováním	53
Obr. 23 Varianty kroucených pásek: TTA nahore; TTB uprostřed, TTC dole	54
Obr. 24 Varianty vrtulových pásek: STA nahore, STB uprostřed, STC dole	55
Obr. 25 Čelní stěna výpočetní sítě modulu s rovinným (vlevo) a zvlněným povrchem (vpravo)	57
Obr. 26 Průběh konvergence reziduí pro čistý kanál o délce 0,5 m	59
Obr. 27 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a HF)	64
Obr. 28 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta HF-T	65
Obr. 29 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTA)	66
Obr. 30 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTB)	67
Obr. 31 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a TTC)	67

Obr. 32 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta TTB-T	68
Obr. 33 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STA)	70
Obr. 34 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STB)	70
Obr. 35 Průběh teplot na horní hraně kanálu (porovnání variant PT a STC)	71
Obr. 36 Sledované veličiny chladiva ve vybraných řezech, varianta STB-T	72
Obr. 37 Průběh teplot po délce modulu s rovinným povrchem první stěny pro nejteplejší hranu oceli Eurofer97.....	73
Obr. 38 Průběh teplot po délce modulu se zvlněným povrchem první stěny pro nejteplejší hranu oceli Eurofer97.....	74
Obr. 39 Rozložení teplotního pole v konstrukčním materiálu modulu s rovinným povrchem první stěny pro chlazení volným kanálem; $z = 0,5$ m; tepelný tok $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$	75
Obr. 40 Rozložení teplotního pole v konstrukčním materiálu modulu první stěny se zvlněným povrchem první stěny pro chlazení volným kanálem; $z = 0,5$ m; tepelný tok $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$	75
Obr. 41 Maximální dosahované teploty oceli Eurofer97 v závislosti na tepelném zatížení první stěny pro vybrané varianty	76

SEZNAM TABULEK

Tab. 1 Základní parametry výpočetní sítě	55
Tab. 2 Počty výpočetních buněk a kvalita výpočetní sítě jednotlivých variant	56
Tab. 3 Hlavní parametry modelu	58
Tab. 4 Vlastnosti oceli Eurofer97 (Malec, 2015)	58
Tab. 5 Vlastnosti vody při tlaku 15,5 MPa (Malec, 2015)	59
Tab. 6 Výsledné hodnoty vybraných veličin pro řešené varianty s rovinným povrchem	61
Tab. 7 Vybraná kritéria hodnocení odvodu tepelného výkonu pro varianty s rovinným povrchem	62
Tab. 8 Maximální dosahované teploty oceli Eurofer97 pro tepelný tok $0,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$	76
Tab. 9 Maximální povolené tepelné toky [$\text{MW} \cdot \text{m}^{-2}$] pro vybrané geometrické varianty	77

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

3D	Trojrozměrný
ANSYS Fluent	CFD kód
ASDEX-U	Experimentální tokamak (Axially Symmetric Divertor Experiment – Upgrade)
CEA	Výzkumná organizace (Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives)
CFD	Počítačová dynamika tekutin (Computational Fluid Dynamics)
DCLL	Koncept duálně chlazeného blanketu (Dual Cooled Lead Lithium)
DEMO	Demonstrační fúzní elektrárna (Demonstration Fusion Power Plant)
DES	Simulace izolovaných vírů (Detached Eddy Simulation)
DIII-D	Experimentální tokamak
DNS	Přímá numerická simulace (Direct Numerical Simulation)
Dpa	Počet přemístění na atom (Displacement per atom)
DT	Deuterium-Tritium
EAST	Experimentální tokamak (Experimental Advanced Superconducting Tokamak)
EFDA	Mezinárodní dohoda (European Fusion Development Agreement)
ETPF	Rozšířený TPF faktor (ETPF – Enhanced TPF)
Eurofer97	Evropský referenční konstrukční materiál pro první stěnu a blanket fúzního reaktoru DEMO
FSM	Sekvenční algoritmus (Fractional Step Method)
HCLL	Koncept heliem chlazeného blanketu (Helium Cooled Lead Lithium)
HCPB	Koncept heliem chlazeného blanketu (Helium Cooled Pebble Beds)
HELCZA	Výzkumné zařízení (High Energy Load Czech Assembly)
HF	Spirálové žebrování (Helical Fins)
HRIC	Interpolační schéma (High Resolution Interface-Capturing)
ILW	První stěna podobná ITER (ITER Like Wall)
ITER	Experimentální tokamak (International Thermonuclear Experimental Reactor)
JET	Experimentální tokamak (Joint European Torus)
JT-60U	Experimentální tokamak (Japan Torus)
KSTAR	Experimentální tokamak (Korea Superconducting Tokamak Advanced Research)
LES	Metoda velkých vírů (Large Eddy Simulation)
MHD	Magnetohydrodynamický (Magnetohydrodynamic)
MUSCL	Interpolační schéma (Monotone Upstream-Centred Schemes for Conservation Laws)
ODS	Ocel zpevněná oxidickou disperzí (Oxide dispersion-strengthened)

PFC	Komponenty vystavené plazmatu (Plasma Facing Components)
PISO	Sekvenční algoritmus (Pressure-Implicit with Splitting Operators)
PLT	Experimentální tokamak (Princeton Large Torus)
PPCS	Koncepční studie elektrárny (Power Plant Conceptual Study)
PT	Volný kanál (Plain tube)
PWR	Tlakovodní reaktor (Pressurized Water Reactor)
QUICK	Interpolační schéma (Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics)
RAFMS	Feriticko-martenzitické oceli se sníženou aktivací (Reduced-Activation Ferritic-Martensitic Steels)
RANS	Metoda časového středování (Reynolds-Averaged Navier-Stokes)
RNG	Metoda renormalizačních grup (Re-Normalisation Group)
RNG	Renormalizační procedura (Renormalization-group)
RSM	Turbulentní model (Reynolds Stress Model)
SIMPLE	Sekvenční algoritmus (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations)
SIMPLEC	Sekvenční algoritmus (SIMPLE-Consistent)
SST	Metoda transportu smykového napětí (Shear-stress Transport)
ST	Vrtulová páska (Screw Tape)
STA	Standardní vrtulová páska
STB	Přerušovaná vrtulová páska
STC	Vrtulová páska se sníženou výškou
T-15	Experimentální tokamak
T-7	Experimentální tokamak
TFTR	Experimentální tokamak (Tokamak Fusion Test Reactor)
TPF	Faktor tepelného výkonu (TPF – Thermal Performance Factor)
TT	Kroucená páska (Twisted Tape)
TTA	Standardní kroucená páska
TTB	Kroucená páska bez středového drátu
TTC	Kroucená páska bez středového drátu a se sníženou výškou
UDF	Uživatелеm definovaná funkce (User-Define Function)
WCLL	Koncept vodou chlazeného blanketu (Water Cooled Lead Lithium)
WEST	Experimentální tokamak (W Environment in Steady-state Tokamak)

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ, VELIČIN A JEDNOTEK

Veličina	Jednotka	Význam
b	[m]	šířka vyhřívaného povrchu
c_p	[J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	měrná tepelná kapacita kapaliny
d	[m]	průměr
e	[m]	výška lamel / žeber
f	[-]	součinitel třecí ztráty
I	[-]	intenzita turbulence
k	[m ² ·s ⁻²]	turbulentní kinetická energie
K	[-]	koeficient přídavných ztrát
L	[m]	délka kanálu
N_p	[-]	Kolmogorovo mikroměřítko turbulence
Nu	[-]	Nusseltovo číslo
Pr	[-]	Prandtlovo číslo
Q	[W]	tepelný výkon
q	[W·m ⁻²]	tepelný tok na povrchu vystaveném plazmatu
Re	[-]	Reynoldsovo číslo
R_m	[Pa]	pevnost v tahu
$R_{p0,2}$	[Pa]	mez kluzu
S	[m ²]	teplosměnná plocha
T	[K, °C]	teplota
w	[m·s ⁻¹]	rychlost
Y	[-]	poměr zkroucení pásky
y^+, y^*	[-]	bezrozměrná vzdálenost od stěny
α	[W·m ⁻² ·K ⁻¹]	součinitel přestupu tepla
α	[°]	úhel natočení šroubovice
α	[-]	relaxační faktor
Δp	[Pa]	celkové tlakové ztráty
Δp_f	[Pa]	tlaková ztráta třením
Δp_l	[Pa]	přídavné ztráty
$\Delta\phi_i$	[-]	změna obecné veličiny
ε	[m ² ·s ⁻³]	rychlost disipace kinetické energie

η	[-]	faktor
λ	[W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]	tepelná vodivost materiálu
μ	[Pa·s]	dynamická viskozita
ν	[m ² ·s ⁻¹]	kinematická viskozita
ζ	[-]	součinitel místní ztráty
ρ	[kg·m ⁻³]	hustota
ϕ_i	[-]	obecná veličina
ω	[s ⁻¹]	specifická rychlost disipace kinetické energie

INDEXY

0	referenční volný kanál
<i>avg</i>	střední, průměrný
<i>b</i>	objemový
<i>e</i>	hrana
<i>EU97</i>	Eurofer97
<i>F</i>	fluid
<i>H</i>	hydraulický
<i>in</i>	vstupní
<i>max</i>	maximální
<i>w</i>	stěna