



KOTLE, TEPELNÁ A JADERNÁ ENERGETIKA 2025



KOTLE, TEPELNÁ A JADERNÁ ENERGETIKA 2025

XXXII. Ročník

24. 3. – 26. 3. 2025

OREA Congress Hotel, Brno

SBORNÍK KONFERENCE



PROVYKO





Obsah

Jména autorů, uvedená v obsahu příspěvků, odpovídají prezentujícím v rámci konání konference. Kompletní autorské týmy jsou vždy uvedeny v samotných příspěvcích. Ve sborníku jsou uvedeny pouze ty příspěvky, které jejich autoři zaslali k uveřejnění.

Česká energetika, její perspektiva a ekonomické aspekty

Náhrada uhelných elektráren a tepláren plynovými zdroji	-
<i>Ing. Vladimír Kohout – Moravská energetická, a.s.</i>	
Jak dál v energetické transformaci	-
<i>prof. Ing. Dagmar Juchelková, Ph.D. – VŠB - TU Ostrava</i>	
Strategie pro vyšší míru využívání OZE pro komunitní energetiku	-
<i>František Peterka – Krajská hospodářská komora Moravskoslezského kraje</i>	
Použití tepelných čerpadel v teplárenství ČEZ	6
<i>Ing. Marek Krempaský – ČEZ, a.s.</i>	

Materiály pro energetická zařízení a provozní diagnostika

Proces schvalování náhrad přídatného materiálu pro JE	-
<i>Ing. David Schwarz – Český svářečský ústav s.r.o.</i>	
Navařování funkčních vrstev hybridní metodou Laser-MIG v energetice	18
<i>doc. RNDr. Libor Mrňa, Ph.D. – Ústav přístrojové techniky AV ČR, v.v.i.</i>	
Vliv vysokotlakého vodíku na materiálové vlastnosti ocelí používaných v plynárenství	26
<i>Ing. Jan Kander – Materiálový a metalurgický výzkum, s.r.o.</i>	
Stanovení zbytkové životnosti ohybu parovodu pomocí odběru a hodnocení malých vzorků	37
<i>Dr. Ing. Zdeněk Kuboň – Materiálový a metalurgický výzkum, s.r.o.</i>	
Degradace jako součást strukturních procesů za vysokých teplot	47
<i>prof. Ing. Jaroslav Purmanský, DrSc. – OSVČ</i>	
Sekundární vytvrzování svarových spojů oceli T/P24	59
<i>prof. Ing. Petr Mohyla, Ph.D. – VŠB – TU Ostrava</i>	

Provoz, údržba, měření a servis energetických zařízení

Akumulace a řízení - cesta k vyšší míře využívání OZE	-
<i>Ing. Libor Štěpanec, Ph.D. - VŠB – TU Ostrava</i>	
Elektrárna Ledvice provoz 2024 & výhled 2027 - 20XX	-
<i>Ing. Petr Jirava – ČEZ, a.s.</i>	



KOTLE, TEPELNÁ A JADERNÁ ENERGETIKA 2025

Zkušenosti s návrhem a realizací čištění spalin pro biomasu, směsi paliv a aplikace v průmyslu	-
<i>Ing. Tomáš Krejčí – EVECO Brno, s.r.o.</i>	
Bezpilotní prostředky pro řízení stárnutí technologií v tepelné a jaderné energetice	-
<i>Ing. Filip Schmidt – Výzkumný a zkušební ústav Plzeň, s.r.o</i>	
Optimalizace využití přebytků OZE	-
<i>Ing. Miloš Hernych – TU v Liberci</i>	
Mikrofiltrační technologie terciárního čištění průmyslových vod	-
<i>Ing. Andrea Kobík Valíhová, Ph.D. – Technická univerzita v Liberci</i>	
Postupné kroky k navýšení spoluspalování biomasy na kotli K6 až na 100 % a jejich úskalí	-
<i>Ing. Martin Chochola – Plzeňská teplárenská, a.s.</i>	
Technická řešení pro energetické využití odpadů	
Využití odpadního tepla - ZEVO Plzeň	68
<i>Ing. Miroslav Křenek – Plzeňská teplárenská, a.s.</i>	
Návrh a realizace výměníku ve spalovně Chotíkov	-
<i>Ing. Kristina Župková – Provyko, s.r.o.</i>	
ZEVO Komořany	-
<i>Ing. Pavel Drápela – SES, a.s.</i>	
Provozní zkušenosti po modernizaci technologie	-
<i>Ing. Tomáš Žižka – Pražské služby, a.s.</i>	
Zařízení pro kombinovanou výrobu tepla a elektrické energie	
Snižování emisí škodlivin při spalování uhlovodíkových paliv, uhlíku a vodíku se vzduchem	78
<i>prof. Ing. Stanislav Veselý, CSc. – EKOL, spol. s r.o.</i>	
Čištění energetických zařízení aktivní pěnou – klíč k obnově účinnosti parních a plynových turbín, výměníků, kondenzátorů	-
<i>Ing. Tomáš Klíma – ECOL Industrial, s.r.o.</i>	
Oprava dělicí roviny vysokotlaké turbíny JE Temelín pomocí mobilní technologie Cold Spray	-
<i>Ing. Jan Schubert – Výzkumný a zkušební ústav Plzeň, s.r.o.</i>	
Měření mokré páry v parní turbíně jaderné elektrárny a zpřesnění výsledků měření pomocí CFD simulace	-
<i>Ing. Guk chol Jun, Ph.D. – TechSoft Engineering, spol. s .r.o.</i>	
Najížděcí a plynová kotelna a blackstartový zdroj v PPC	-
<i>Ing. Miroslav Rathan – ČEZ, a.s.</i>	



Spotřeba, výroba a akumulace energie	100
<i>Ing. Stanislav Kubiš, CSc. – Siemens Energy, s.r.o.</i>	

Termodynamické okolnosti velkokapacitní akumulace energie v chemické vazbě metanu	114
<i>Ing. Milan Kořista, Ph.D. – Siemens Energy, s.r.o.</i>	

Současné trendy v energetice

Digitalizace dat – očekávaná změna – řešení nebo zkáza	-
<i>Benjamin Przewczek – EDIMA solutions, s.r.o.</i>	

Velkokapacitní akumulace vysokopotenciálního tepla - aktivity a pilotní jednotky	127
<i>Ing. Tomáš Melichar – Centrum výzkumu Řež, s.r.o.</i>	

Rekonstrukce olejo-plynového kotle pro snížení emisí parametrů jednotky	-
<i>Ing. Veronika Malíková – SES, a.s.</i>	

Moderní technologie pro vytápění RD biomasou	-
<i>Ing. Martin Lisý, Ph.D. – VUT v Brně</i>	

Jaderná energetika

Nové jaderné bloky v EDU a ETE - EDU II	-
<i>Ing. Petr Závodský – ČEZ, a.s.</i>	

Jaderná energetika v ASEK	130
<i>Ing. Pavel Šotola – Ministerstvo průmyslu a obchodu</i>	

Malé modulární reaktory	142
<i>RNDr. Vladimír Wagner, CSc. – Ústav jaderné fyziky AV ČR</i>	

Difrakční analýza zirkoniových slitin palivového pokrytí jaderného paliva	151
<i>Ing. Karel Trojan, Ph.D. – ČVUT</i>	

Bezpečnostní bariéry ukládání RaO - VJP	-
<i>prof. Dr. Ing. Jiří Maryška, CSc. - Technická univerzita v Liberci</i>	

Nové studijní obory na VUT Brno	-
<i>prof. Ing. Karel Katovský, Ph.D. – Nové studijní obory na VUT Brno</i>	



Firemní prezentace

Výzkumný a zkušební ústav Plzeň, s.r.o.	25
pewag Czech, s.r.o.	58
MOSA Solution, s.r.o.	99
BOSCH Termotechnika, s.r.o.	129
TechSoft Engineering, spol. s r.o.	150
AJV – ENERGO, a.s.	
TCF Vzduchotechnika, s.r.o.	
Castolin, s.r.o.	



Použití tepelných čerpadel v teplárenství ČEZ

Marek Krempaský

Inženýring - rozvojové technologie

Divize obnovitelná a klasická energetika

KOTLE, TEPELNÁ A JADERNÁ ENERGETIKA 2025

www.cez.cz
Ročník XXXII, 24. - 26.3.2025

Proč je dekarbonizace teplárenství důležitá pro dosažení klimatických cílů v celosvětovém měřítku?



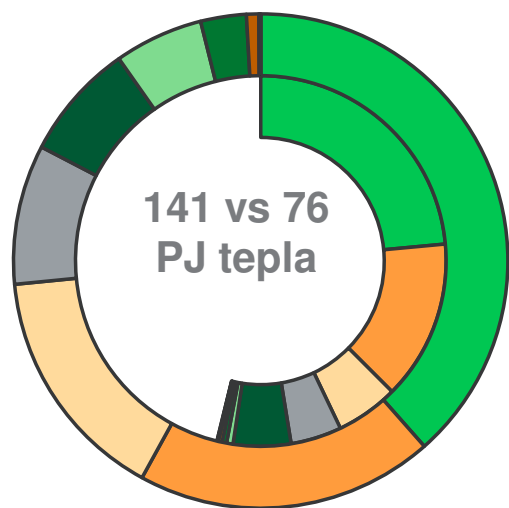
Elektrická energie 20%

Teplo 50%

Doprava 30%

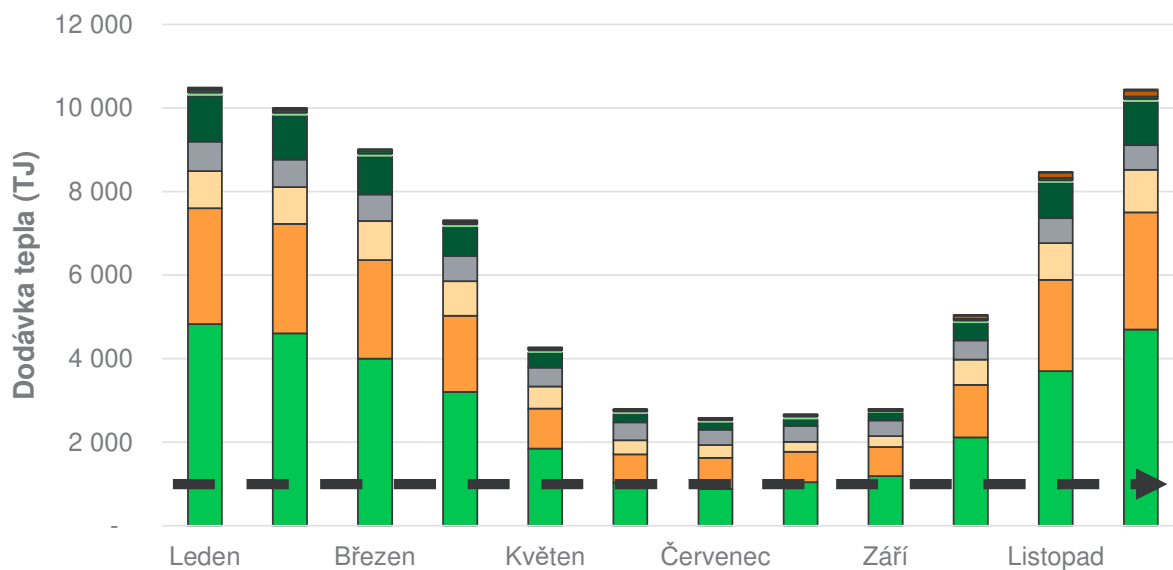


Výroba a dodávka tepla v roce 2023



- Hnědé uhlí
- Zemní plyn
- Biomasa
- Ostatní
- Černé uhlí
- Odpadní teplo
- Bioplyn
- Jaderné palivo
- Elektrická energie
- Energie prostředí (tepelné čerpadlo)
- Energie Slunce (solární kolektor)

Dodávka tepla v roce 2023



Dekarbonizace teplárenství v ČR



Teplárenský sektor v ČR má dominantní zastoupení fosilních paliv.

- Celková **produkce tepla pro teplárenské soustavy v roce 2023** dosáhla **76 000TJ** (Z toho uhlí celkem 53%)
- Uhelné zdroje zajišťují v létě přibližně 1 000 TJ/měsíc
→ Teoretický potenciál pro tepelná čerpadla
- Zajištění letní poptávky po teple v případě náhrady uhelných zdrojů pomocí tepelných čerpadel by znamenalo zároveň navýšení spotřeby elektrické energie, kterou by mohli zajišťovat právě OZE

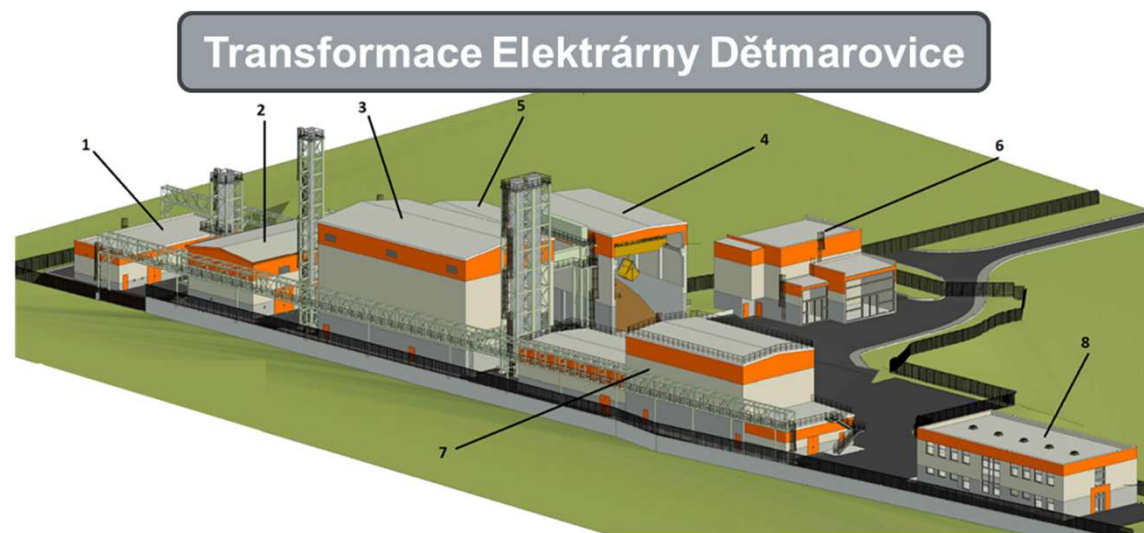
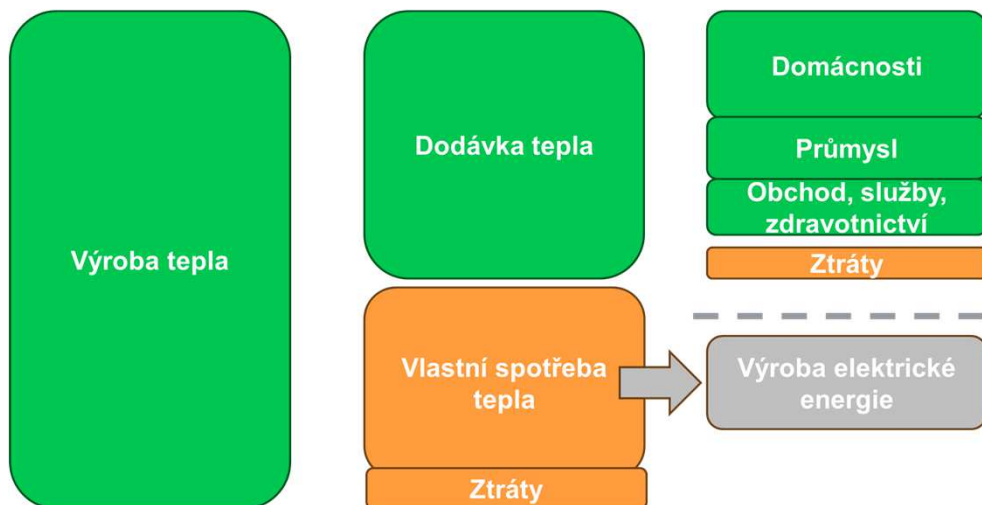
Teoretický potenciál tepelných čerpadel by pak mohl dosáhnout až 15 000 TJ/rok

Dekarbonizace teplárenství v ČR



Stávající uhelné systémy centrálního zásobování teplem jsou zatíženy provozem velkých energetických celků, kdy se výroba elektrické energie z těchto zdrojů stává čím dál tím častěji nerentabilní.

Menší zdroje umožní nejen efektivní řízení výroby s maximalizací účinnosti, ale také sníží energetickou náročnost samotného provozu těchto zdrojů.



www.cez.cz

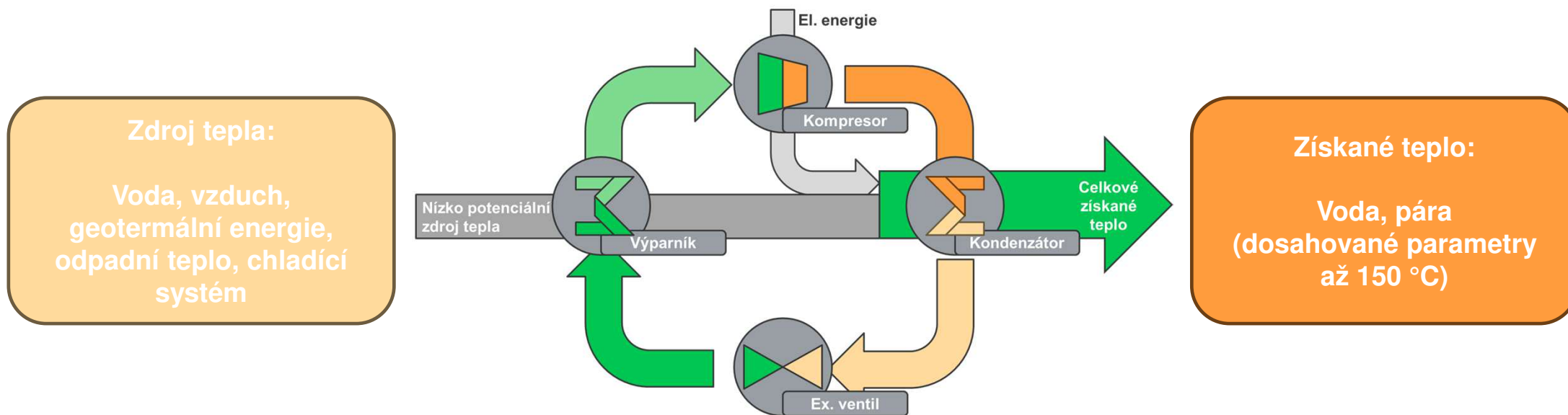
Zdroj: ERÚ

Jak fungují tepelná čerpadla?



Pracovní princip tepelných čerpadel:

Přečerpání nízko potenciální tepelné energie na energii s vyšším tepelným potenciálem za pomoci dodané elektrické energie

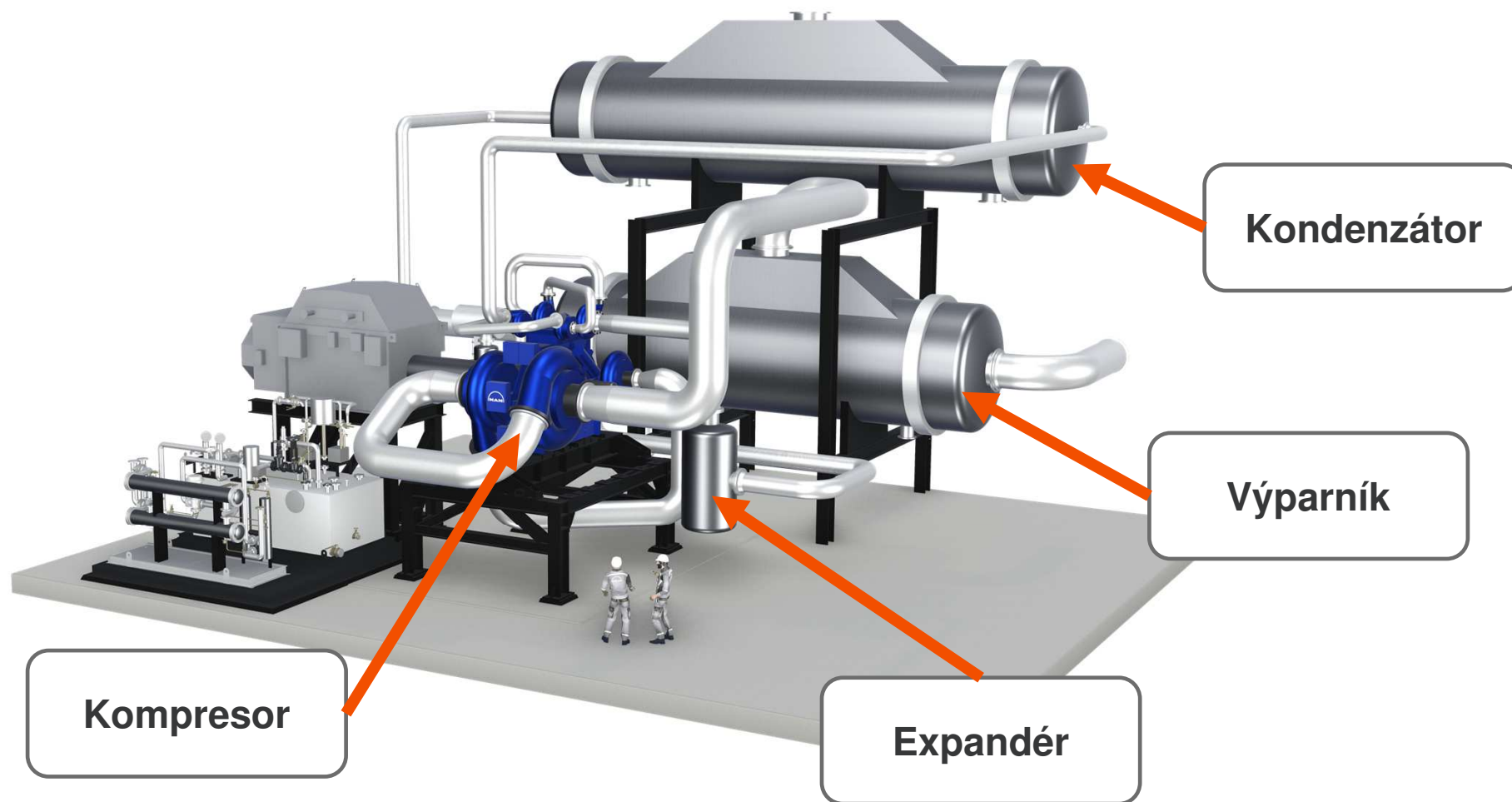


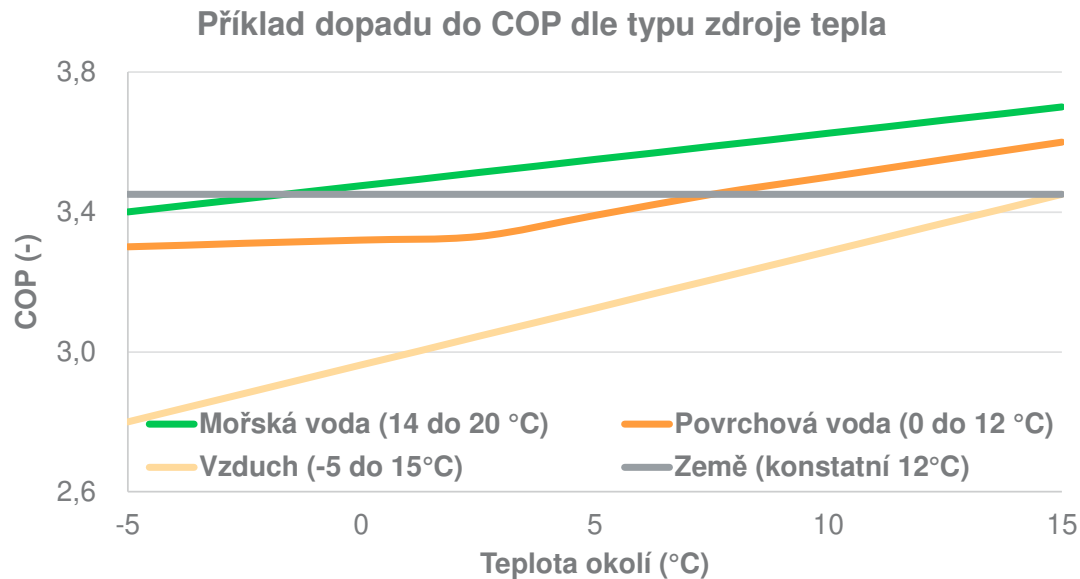
Coefficient of Performance $COP_{KTČ} = \frac{\text{Dodané teplo do CZT}}{\text{Dodaná el.energie}}$

$COP_{KTČ} = 3 - 6$ (Kompresorová tepelná čerpadla)

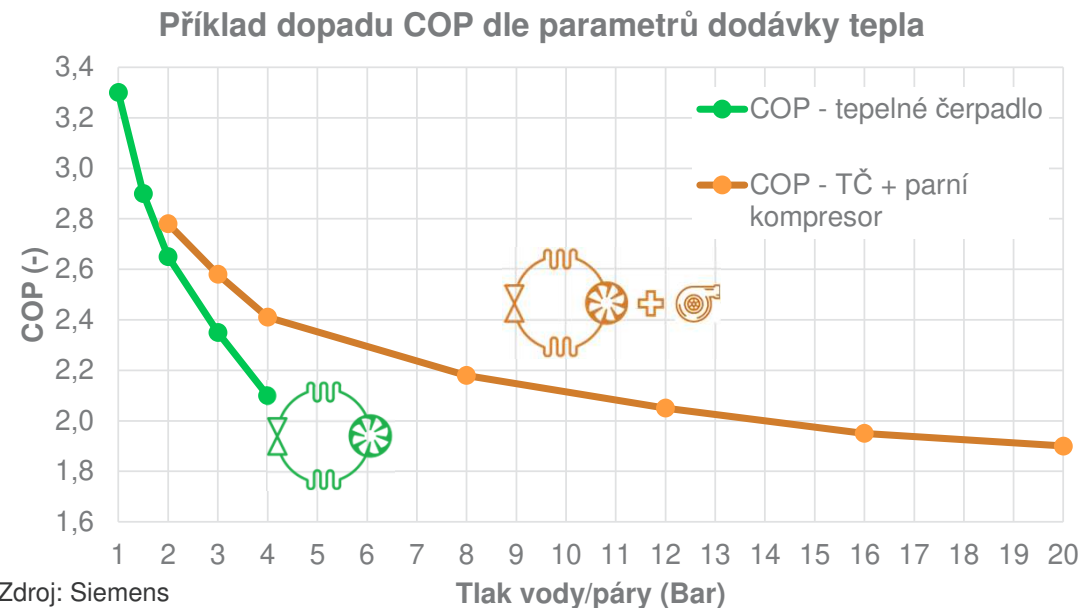
$COP_{EB} = 0,9$ (Elektrokotel)

Jak fungují tepelná čerpadla?





Zdroj: GEA



Zdroj: Siemens

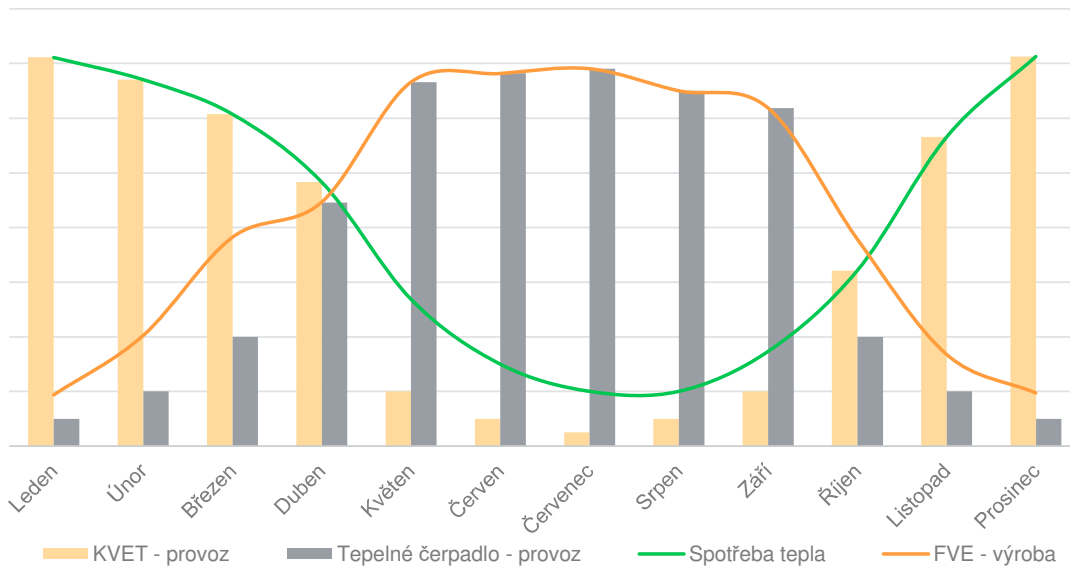
Porovnání efektivity tepelných čerpadel



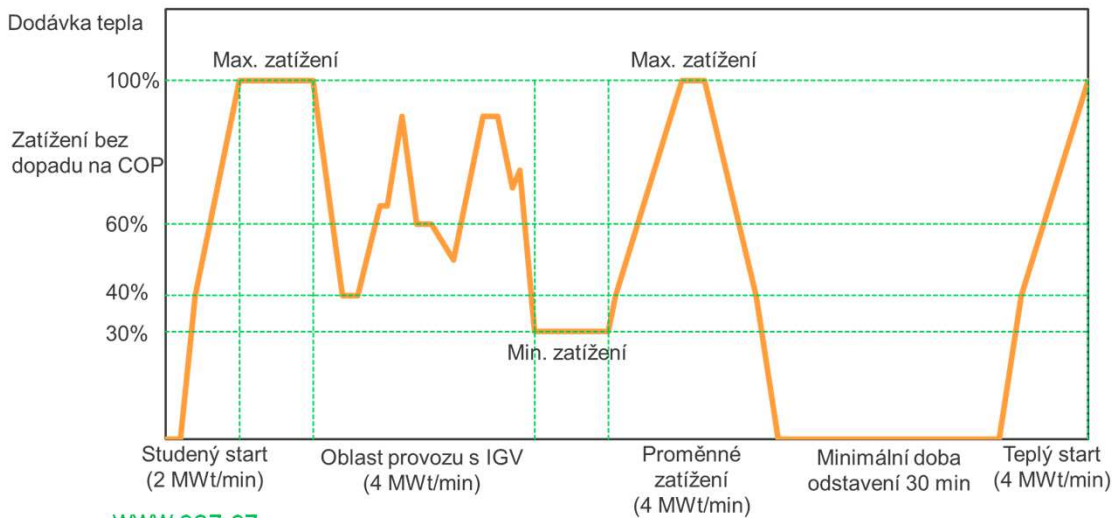
Pro maximalizaci “účinnosti“ provozu tepelných čerpadel je důležité se zaměřit nejen na zdroj nízko potenciálního tepla, ale také na parametry dodávky tepla.

- Efektivní provoz tepelných čerpadel znamená zajištění konstantních podmínek zdrojového tepla s dostatečně vysokými parametry
- Zároveň optimalizovat parametry dodávky tepla, tak aby odpovídaly moderním soustavám CZT
- Jenom tak lze zajistit vysoké hodnoty COP a tedy minimalizovat provozní náklady

Provozování tepelných čerpadel



Příklad flexibility tepelného čerpadla

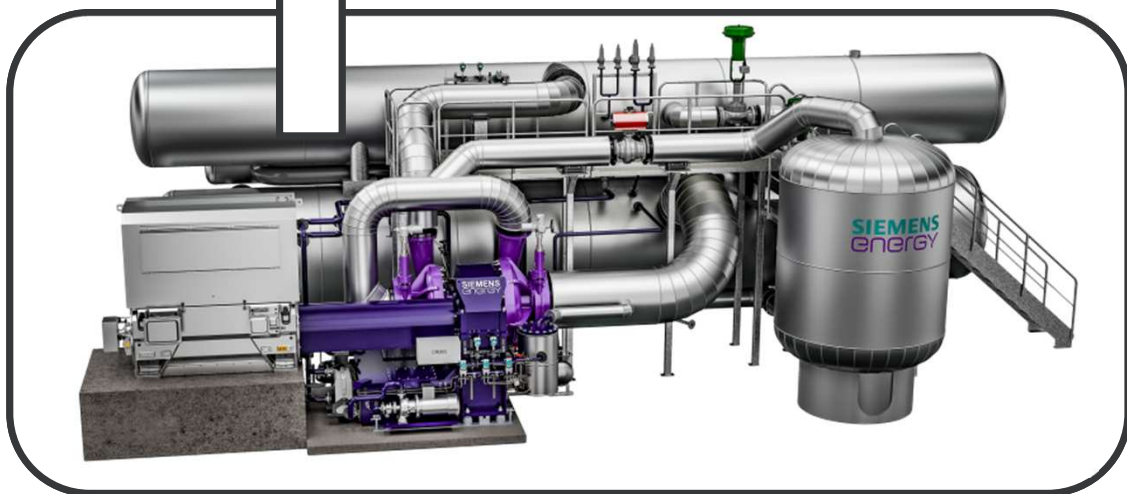


www.cez.cz

Zdroj: Siemens

Tepelná čerpadla poskytují spolehlivé a flexibilní dodávky tepla, přičemž zohledňují nejen požadavky sítě, ale také aktuální ceny elektrické energie na trhu.

- Tepelná čerpadla obecně dosahují své maximální efektivity provozu od jara do podzimu
 - Vyšší teploty nízko potenciálního tepla (vodní toky, vzduch, odpadní teplo)
 - Nižší parametry dodávek tepla do CZT
- V letních měsících se již nyní vyskytuje vysoká volatilita cen elektrické energie
 - Neefektivní provoz neflexibilních KVET
- Náhrada KVET pomocí OZE a tepelnými čerpadly
 - Hledání efektivního provozu zdrojů dle aktuální ceny EE na denním trhu



Projekty v zahraničí GKM Mannheim



GKM se sídlem v Německém městě Mannheim podniká významné kroky směrem k udržitelné dodávce tepla a výrobě elektrické energie.

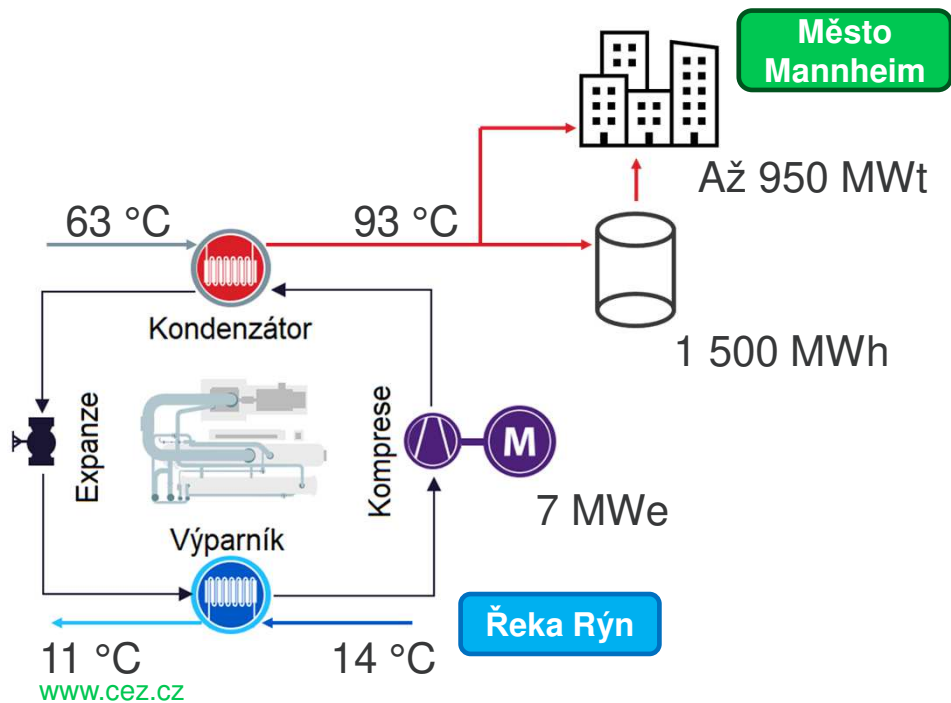
- Za tímto účelem postavili v areálu elektrárny na břehu Rýna tepelné čerpadlo o výkonu 20 MWt
- Zdrojem nízko potenciálního tepla je řeka Rýn
- První fáze projektu, výstavba 20 MWt jednotky
→ Úspěšně dokončena v 3Q/24
- Celkový instalovaný výkon tepelných čerpadel by měl v dané lokalitě dosáhnout až 100 – 120 MWt



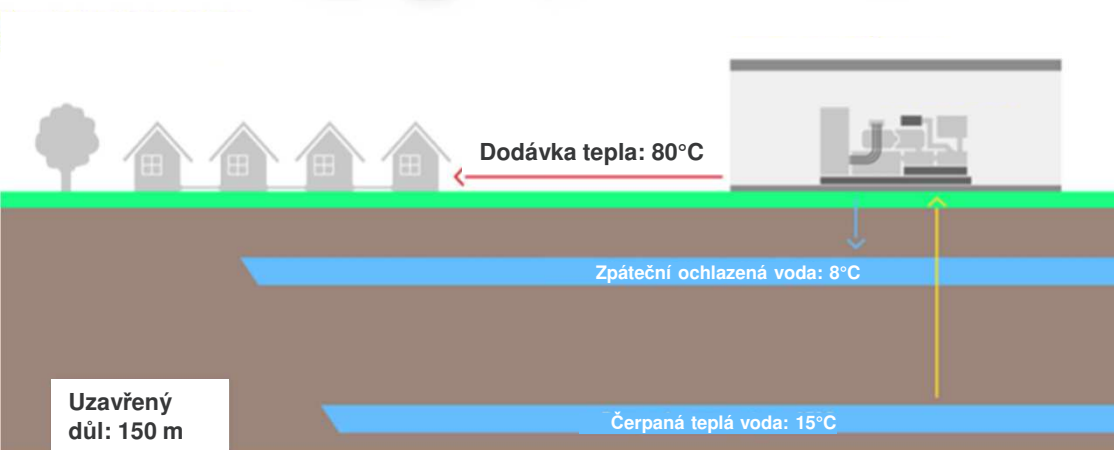
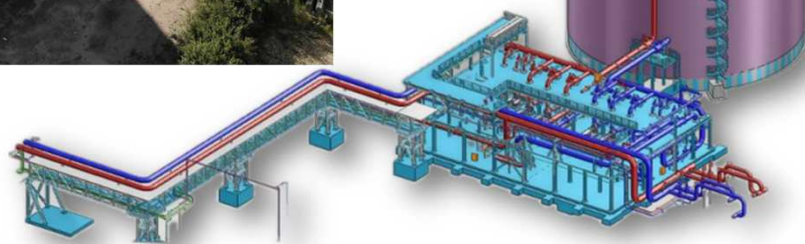
Projekty v zahraničí Mannheim



GKM se sídlem v Německém městě Mannheim podniká významné kroky směrem k udržitelné dodávce tepla a výrobě elektrické energie.



- Tepelný výkon jednotky 20 MWt
- Dodávka tepla 93/63 °C (max 99°C)
- Zdroj tepla 14/11 °C (min 5°C)
- COP 3 (2,8 – 3,8)
- Odběr vody z řeky Rýn cca 1 m³/s



Projekty v zahraničí



Instalace průmyslových tepelných čerpadel pro CZT menších oblastí v posledních letech progresivně rostou.

Felding (Dánsko)

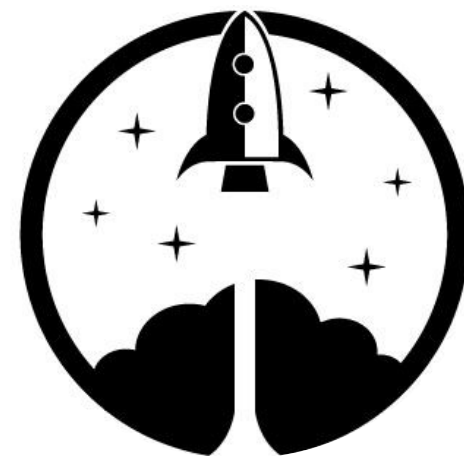
- Kombinace tepelného čerpadla vzduch – voda, akumulace tepla a elektrického kotle
- Tepelné čerpadlo: 3,5 MWt (0°C teplota okolí, 70/35 °C dodávka tepla), COP = 2,96
- Elektrický kotel: 10 MWt
- Akumulace tepla: 163 MWh (3 500 m³)
 - Léto až 12 dní; Zima: 30 – 40 hodin
- Investiční náklady na projekt: 5 mil. EUR
- Snížení nákladů na teplo: 32 → 13 EUR/MWh

Gateshead (Anglie)

- Využití uzavřených dolů pro zajištění dodávek tepla (80°C)
- Výhodou projektu je zajištění konstantní teploty zdrojové vody po celý rok (15°C)
- Instalované dvě jednotky společnosti GEA o celkovém výkonu 6 MWt



To clean energy
and beyond



Nová hybridní technologie navařování zušlechťujících vrstev typu Laser-MIG

Mrňa¹ L., Šebestová¹ H., Novotný¹ J., Gross¹ J., Joska² Z.

- 1) Ústav přístrojové techniky AV ČR, v.v.i., Královopolská 147, 612 64 Brno
- 2) Univerzita obrany, Kounicova 65, 662 10 Brno

Abstrakt: V dnešní době existuje více technologií pro navařování zušlechťujících vrstev. Na ÚPT se v současné době rozvíjí nová technologie hybridního navařování, která v sobě kombinuje laser a elektrický oblouk. Laser v tomto případě dle potřeby předeřívá až taví základní materiál a bezprostředně poté se do této oblasti navařuje zušlechťující materiál obloukovou technologií MIG, kde se využívá pokročilý přenos kovů CMT, který vnáší do procesu méně tepla než běžný obloukový proces. Díky synergii obou procesů dochází k dokonalému metalurgickému spojení navařované vrstvy s podkladem a navařování probíhá při poměrně vysokých rychlostech. Bylo provedeno experimentální studium procesu, kde se jako podklad používaly martenzitické korozivzdorné oceli a navařovaná vrstva byla vytvořena ze Stellite 6 (trubičkový drát ER CCrCo-A). Byl studován vliv procesních parametrů na zředění, mikrostrukturu a mikrotvrdost navařených vrstev, také s cílem optimalizovat navařovací parametry. Na tomto základě pak byly navařeny reálné díly pro ventily v parní turbíně, kdy jako podkladový materiál byla použita martenzitická korozivzdorná ocel X21CrMoV 12-1 a jako navařovaný materiál uvedený Stellite 6.

Úvod

Pro nanášení zušlechťujících vrstev se používá v dnešní době více technologií, ať už jde o žárové a plazmové nástřiky [1,2], navařování elektrickým obloukem a laserem [3] a v poslední době např. o technologii cold spray [4]. Každá z těchto technologií má své spektrum použití, svoje výhody ale i nevýhody. Na ÚPT v souvislosti s aktivací a vývojem technologie hybridního svařování laser-MIG/MAG byla také testována možnost hybridního navařování zušlechťujících vrstev, kdy vedoucí laserový svazek předeřeje/nataví základní materiál a prostřednictvím elektrického oblouku se bezprostředně poté nanáší roztavený materiál přídatného drátu. Laserový předeřev, kromě účinku na podkladní materiál má příznivý vliv i na **smáčivost** roztaveného navařovaného materiálu.

Experimentální sestava a materiály

V roce 2022 byla na ÚPT zkonstruována prvotní hybridní svařovací hlava, která však pro zamýšlené navařování musela být modifikována a vznikla proto další – nová verze. Hlavním důvodem pro novou konstrukci hybridní hlavy laser-MAG/MIG byla nutnost použití tzv. push-pull hořáku. Ve shodě s celým systémem byl použit hořák od firmy Fronius s obchodním názvem RobactaDrive. Navíc bylo od firmy Fronius nutné objednat nový – zakázkový konec hořáku vhodného tvaru. RobactaDrive hořák umožňuje použití režimu (přenosu kovu) nazvaného Cold Metal Transfer (CMT), který významně snižuje množství vnášeného tepla. Při tomto procesu dochází po zapálení oblouku mezi svarovou lázní a přidávaným drátem ke krátkému zpětnému pohybu svařovacího drátu při současném snížení svařovacího proudu. Tím dojde k utržení kapky nataveného kovu bez zbytečného následného rozstříku souvisejícího se svařovacím proudem. Tento režimu přenosu kovu bude využit pro hybridní navařování laser-MIG, které bude vyžadovat co nejmenší vnášené teplo.

Protože hořák RobactaDrive je masivnější a rozměrnější proti běžnému strojnímu hořáku, muselo být vyvinuto nové uchycení a precizní posuvy s ohledem na tyto skutečnosti. Jedním z problémů byla velká hmotnost RobactaDrive hořáku, který proto musel být uchycen ještě před bezpečnostní spojkou, ke které je uchycena vlastní laserová hlava. Také musel být upraven systém precizních posuvů, který je nyní navíc vyroben z komerčních přesných posuvů. Celá situace je na Obr. 1, kde je render a reálně vyrobený držák s precizními posuvy.

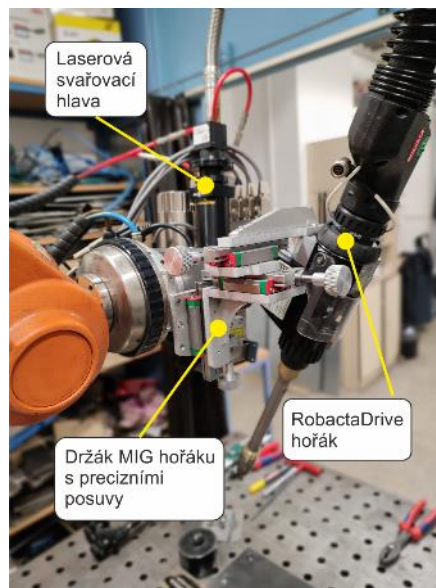
V systémové integraci řízení laseru a svařovacího systému robotem nebylo potřebné již nic měnit, potřebné svařovací módy se nastavovaly programově v systému svařovacího zdroje Fronius TPS320i.



(a)



(b)



(c)

Obr. 1: (a) Render s uspořádáním nové konfigurace hybridní svařovací hlavy v úpravě pro CMT proces, (b) držák MIG hořáku s precizními posuvy a (c) fotografie reálné úpravy hybridní svařovací hlavy pro laser-MIG/CMT.

Stellite 6 je kobaltová superslitina s vynikající odolností proti opotřebení a korozi i za vysokých teplot. Její chemické složení a složení podkladu uvádí Tabulka 1.

Tabulka 1: Chemické složení drátu ERCCoCr-A (Stellite 6) deklarované výrobcem Alunox (v hm. %) a podkladového materiálu 21CrMoV5-7.

	C	Si	Ni	Mn	Fe	W	Cr	Co	V	Mo
Stellite 6	1,1	1,1	< 3	< 1	< 3	4	28	bal.	-	-
21CrMoV5-7	0,21	< 0,4	< 0,6	0,6	bal.	-	1,3	-	0,28	0,67

Vícevrstvý návar laserem a laser-MIG v režimu CMT

Pro zajištění menšího zředění byl na kulatinu (materiál 21CrMoV5-7) proveden třívrstvý návar. Navařovalo posuvnou rychlostí $40 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ s výkonem MIG 4,43 kW při rychlosti podávání drátu $10 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ v ochranné atmosféře plynu Hydrostar BP.SS (Ar + 3 % CO₂ + 1 % H₂). V případě hybridního svaru byla stopa svazku rozšířena na 7 mm a jeho výkon byl 2 kW.

Obr. 2 prezentuje makrostrukturu návarů. Při hybridním navařování bylo vyšší vnášené teplo, tavenina se lépe rozlévala do šířky a sousední housenky na sebe plynuleji navazují. Pro dosažení homogenní výšky by stačilo u hybridního návaru obrobit 0,3 mm, zatímco u MIG návaru 0,4 mm. Z hlediska funkční tloušťky (výška vepsaného obdélníka 2 mm) jsou oba návary srovnatelné.



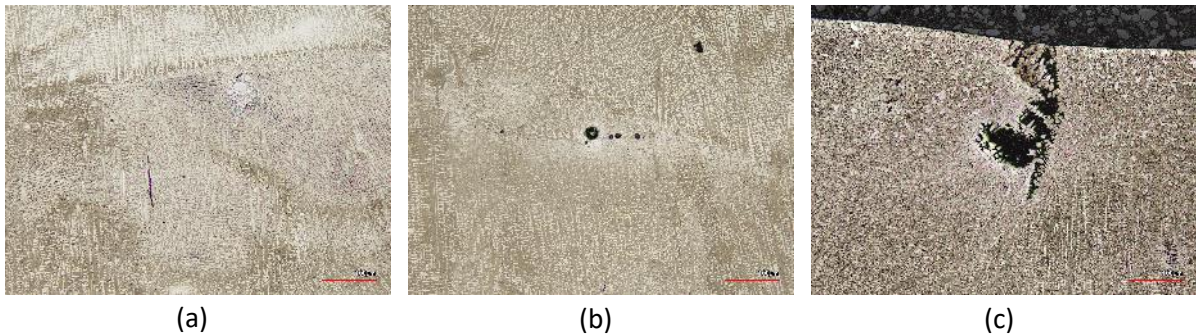
(a)



(b)

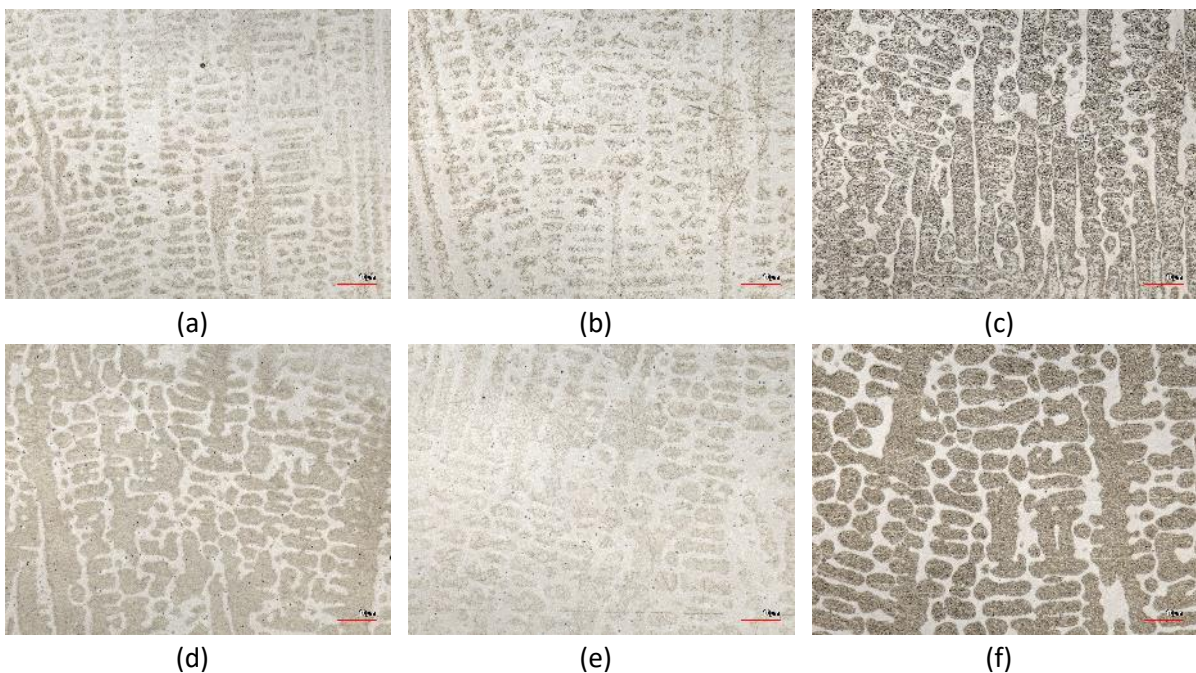
Obr. 2: 3-vrstvý (a) MIG a (b) laser-MIG návar Stellite 6 provedený se synergickou křivkou CrNi18 8 / 18 8 6 v CMT (ID 3263) režimu.

V návarech jsou přítomny vměstky a mikrotrhliny (Obr. 3a) a póry (Obr. 3b). U MIG návaru dosahují póry na analyzovaných řezech průměru do 0,1 mm, u hybridního návaru jsou menší. V obou případech se vyskytují řediny či staženiny (Obr. 3c), které jsou důsledkem smršťování při tuhnutí velkého objemu taveniny. Pro jejich redukci by bylo vhodné snížit objem housenek, tj. rychlost podávání drátu a vnášené teplo.



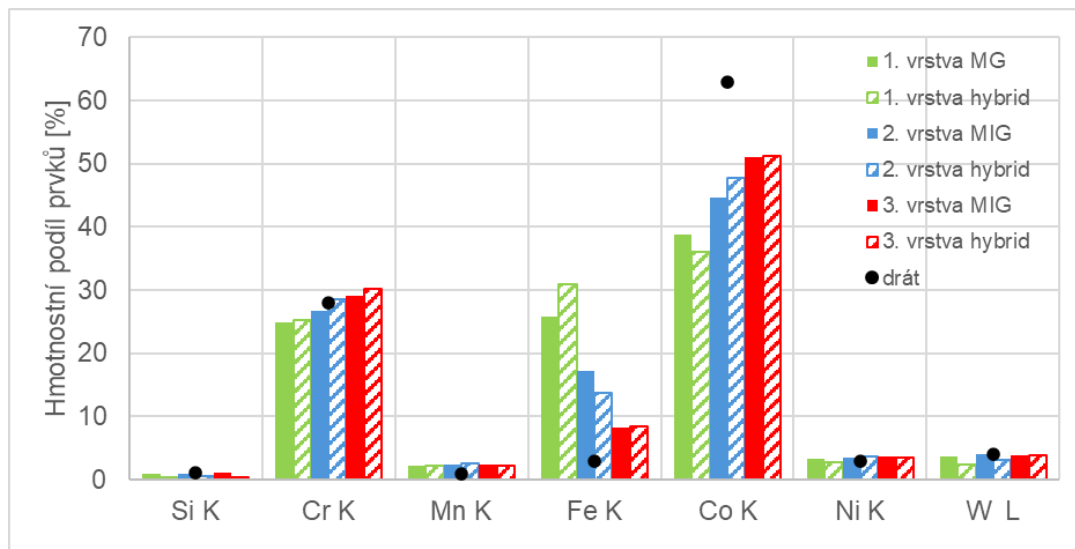
Obr. 3: Nehomogenity v CMT MIG návaru Stellite 6 (a) vměstek a trhlina, (b) mikropóry a (c) staženiny.

V případě hybridního návaru bylo vyšší vnášené teplo, a tavenina tedy chladne pomaleji. Tomu odpovídá větší šířka dendritů tuhého roztoku a přítomnost hrubších karbidů ve svarovém kovu (Obr. 4).



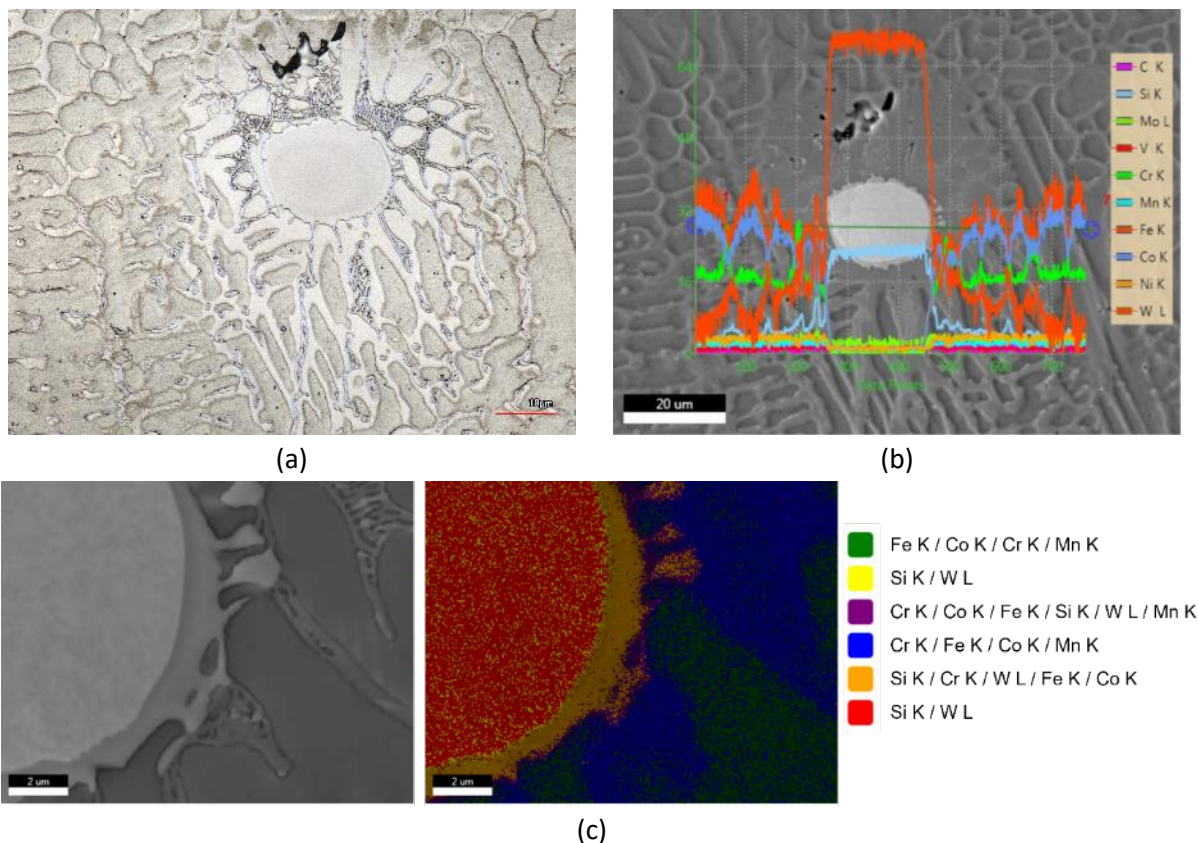
Obr. 4: Mikrostruktura 1.-3. vrstvy návaru (a-c) MIG a (d-f) laser-MIG návaru Stellite 6 provedených v CMT (ID 3263) režimu (škála 10 μm).

Obr. 5 prezentuje průměrné zastoupení vybraných chemických prvků zjištěné pomocí EDS uprostřed jednotlivých vrstev návaru v ploše 100 $\mu\text{m} \times 100 \mu\text{m}$. Číslování odpovídá pořadí depozice. Třetí (krycí vrstva) obsahuje více než 50 % Co, což je pouze o 10 % méně než výrobcem deklarovaný obsah Co v navařovaném drátu (Tabulka 2).



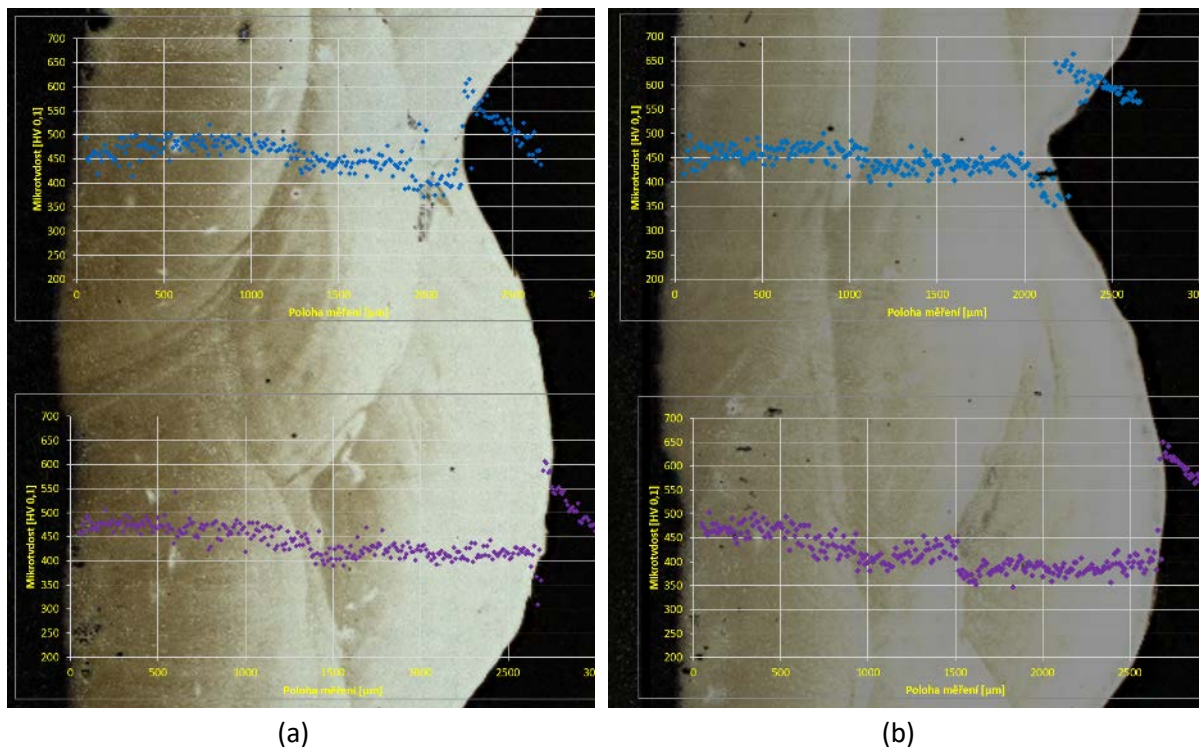
Obr. 5: Zastoupení vybraných chemických prvků v jednotlivých vrstvách CMT MIG a laser-MIG (hybrid) návaru Stellite 6.

Ve svarovém kovu obou návarů se ojediněle vyskytovaly vměstky bohaté na W a Si (Obr. 6).



Obr. 6: (a) W-Si vměstek ve svarovém kovu CMT MIG návaru Stellite 6, jeho (b) liniová EDS analýza a (c) plošná EDS analýza části vměstku.

Bylo provedeno měření mikrotvrdoosti dle Vickerse od povrchu návaru až do tepelně ovlivněné oblasti (TOO) s rozestupem vtisků 0,1 mm, a to v deseti paralelních liniích v celkové šířce 0,9 mm. Polohy vtisků sousedních linií byly vůči sobě posunuty o 0,02 mm. Na každém vzorku takto byly zmapovány dvě oblasti. Pro přehlednost jsou výsledky vždy z jedné oblasti vykresleny jednou barvou (Obr. 7).



Obr. 7: Mikrotvrdost podle Vickerse (a) MIG a (b) laser-MIG CMT návaru Stellite 6.

Tabulka 2 uvádí průměrné hodnoty mikrotvrdosti jednotlivých vrstev návarů. Tvrdost s pořadím vrstev přirozeně roste, neboť se dosahuje menších zředění. Z pohledu průměrných mikrotvrdostí jednotlivých vrstev jsou oba typy návarů srovnatelné. Vyšší vnášené teplo, a tedy ani menší rychlost ochlazování nevedly ke změně mikrotvrdosti návaru. Austenitická mikrostruktura není na změny teplotních gradientů při tuhnutí příliš citlivá. Dílčí rozdíly plynou spíše z odlišností v chemickém složení odpovídajících si vrstev návaru.

Tabulka 2: Průměrná mikrotvrdost jednotlivých vrstev CMT návarů se směrodatnými odchylkami (HV 0,1).

vrstva	MIG návar	laser-MIG návar
1.	416 ± 23	388 ± 16
2.	439 ± 20	427 ± 19
3.	470 ± 19	460 ± 20

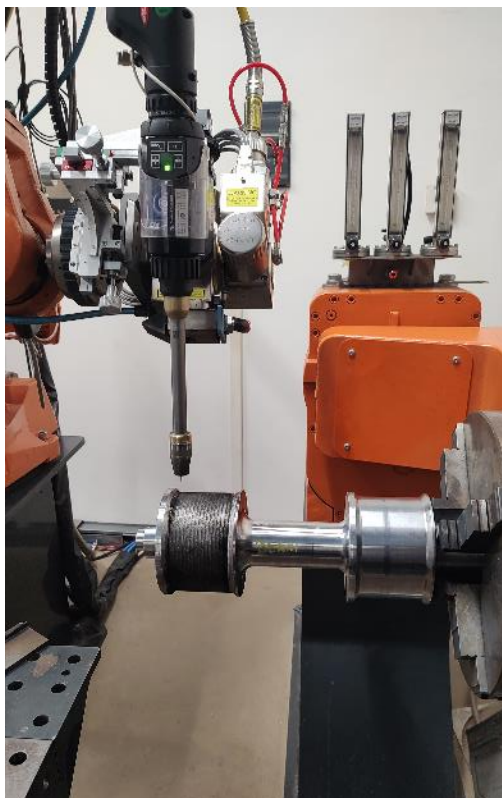
Maximální mikrotvrdosti bylo dosaženo v TOO přilehlé k hranici závaru, a to 615 HV 0,1 u MIG a 664 HV 0,1 u laser-MIG návaru. Vyšší hodnoty u laser-MIG návaru nekorespondují s předpokladem nižší rychlosti ochlazování díky vyššímu vnášenému teplu. Na druhou stranu delší výdrž, a navíc vyšší teplota austenitizace umožňují rozpuštění většího objemu karbidů substrátu, který byl původně v popuštěném stavu. Austenit bohatší na uhlík pak při ochlazování transformuje na martenzit vyšší tvrdosti, a to i při možné nižší rychlosti ochlazování. Rozdíly v maximech však mohou být způsobeny i značnou lokálností měření.

Hybridní laser-MIG navařování reálných dílců

Na základě zkušeností z předchozích experimentů bylo přistoupeno k navařování reálných dílů dle požadavků zadavatele Siemens Energy. Byly navařovány dva odlišné typy dílů, tzv. kuželky, což jsou pohyblivé části parních ventilů. Tyto díly se doposud u řešitele navařují technologií TIG. Navařuje se materiál Stellite 6.

Obr. 8 prezentuje snímky z realizace navařování a použité procesní parametry. Návarové housenky byly vždy v následující vrstvě posunuty o polovinu šířky návaru pro zvýšení rovnoměrnosti a rovinnosti návaru. Dále bylo konstatováno, že polotovary pro navařování je připraven dle technologického postupu určeného pro navařování metodou TIG, tedy úběr základního materiálu pod navařovanou vrstvou je zbytečně velký – byl 5 mm pod základní povrch. Pro vyplnění bylo nutné navařit 10 – 11 vrstev, což je zbytečně mnoho jak z hlediska ceny navařovaného materiálu tak z hlediska navařovacího času. Byl vytvořen příslušný program pro navařování spirálového návaru, který automaticky bere v potaz narůstající navařovaný průměr (pro dodržení konstantní navařovací rychlosti). Vzhledem k tloušťce návaru byla po každé vrstvě dodržována interpass teplota 200 °C, která byla měřena pomocí ruční termokamery. Doba návaru jedné vrstvy při průměru cca 80 mm a při počtu závitů 42 byla cca 260 s.

Pro další navařování bylo doporučeno upravit technologický postup a dělat úběr materiálu pod navařovaným místem max 1,5 mm, pak bude počet navařovaných vrstev pouze 3. Tím dojde k významné úspoře drahého navařovaného materiálu a k významné úspoře času.



(a)

Rychlost navařování: 40 mm·s⁻¹
Výkon laseru: 2000 W
Úroveň defokusace: +77 mm
Navařovací proud: 240 A
Průměr drátu: 1,2 mm, Stellite 6
Posuv drátu: 6,6 m·min⁻¹
Režim přenosu kovu: CMT
Ochranná atmosféra: 3 % CO₂, 1 % H₂, zbytek Ar
Průtok plynu: 17 l·min⁻¹



(b)

Obr. 8: Parametry navařování a fotografie z realizace (a) dílu 1 a (b) dílu 2.

Dále byly po navaření měřeny deformace kuželky RV1, která pro ten účel byla upnuta do soustruhu a měřena na různých místech dotykovým úchylkoměrem. Bylo zjištěno, že největší deformace vykazuje kuželka přibližně v polovině měřené celkové délky, kdy odchylka od osy činí 0,4 mm. V obou dalších měřených místech byla odchylka menší než 0,2 mm. To jsou hodnoty, které zcela vyhoví pro následné

obrábění a na základě těchto měření lze dále snížit velikost obráběných průměrů, což opět sníží materiálovou i časovou náročnost vyráběných dílů.

Závěr

Byla provedena experimentální studie s cílem hledání optimálních procesních parametrů pro zadaný typ podkladového materiálu (21CrMoV 5-7) a zadaný typ zušlechťujícího materiálu Stellite 6. Byla studována makrostruktura návaru včetně studia svarových vad, mikrostruktura návaru, mikrotvrdość navařené vrstvy a také chemické složení navařovaných vrstev (pomocí metody EDS). Z poslední uvedené metody také vyplynula míra zředění jednotlivých navařených vrstev, ze které vyplývá, že už třetí navařená vrstva má složení blízké složení originálního navařovaného drátu, a proto stačí navařit pouze tři vrstvy. Pokud bychom chtěli udělat srovnání nové a stávající metody, nejnázorněji to vyjadřuje Tabulka 3.

Tabulka 3: Porovnání stávající technologie a nové technologie laser-MIG.

Parametr	Siemens technologie TIG	Hybridní technologie laser-MIG
Předeřev	Je nutný	Není nutný
Navařovací rychlost	4-5 mm·s ⁻¹	40 mm·s ⁻¹
Tloušťka navařované vrstvy	Cca 5 mm	Cca 1,5 mm
Deformace po návaru	Řádově milimetry	Řádově desetiny mm

Z této tabulky tedy jednoznačně vyplývá výhoda nově vyvinuté navařovací hybridní technologie laser-MIG pro navařování Stellite 6 na daný typ martenzitické korozivzdorné oceli.

V současné době probíhají také experimenty s navařováním drátu z Inconel 625.

Poděkování

Tento příspěvek vznikl za přispění projektu Trend FW01010293 a byl také spolufinancován Evropskou unií a státním rozpočtem České republiky v rámci projektu LasApp CZ.02.01.01/00/22_008/0004573.

Literatura

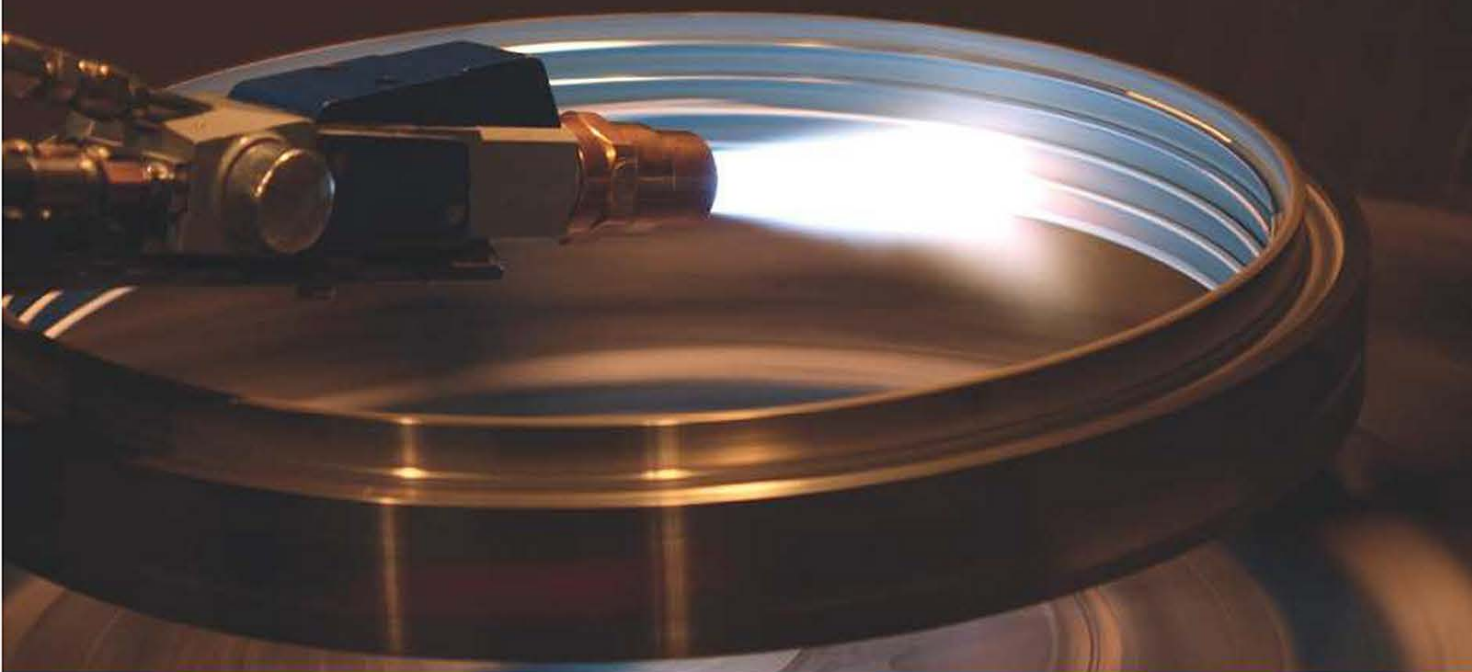
1. Makhlof, A. S. H. 6 - Conventional and advanced coatings for industrial applications: an overview. In *Woodhead Publishing Series in Metals and Surface Engineering, Nanocoatings and Ultra-Thin Films - Technologies and Applications*, 2011, 159-181. <https://doi.org/10.1533/9780857094902.2.159>
2. Malek M. H. A., Saad, N. H., Abas, S. K. and Shah, N. M. Thermal Arc Spray Overview. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, 46, 2016, 012028, doi.org/10.1088/1757-899X/46/1/012028
3. Santo L. Laser cladding of metals: a review. *International Journal of Surface Science and Engineering*, 2 (5), 2008, 327-336. doi.org/10.1504/IJSURFSE.2008.021345
4. Kumar, S., Kumar, M., Jindal, N. Overview of cold spray coatings applications and comparisons: a critical review. *World Journal of Engineering*, 17 (1), 27-51, doi.org/10.1108/WJE-01-2019-0021
5. Acherjee, B. Hybrid laser arc welding: State-of-art review. *Optics & Laser Technology*, 99, 2018, 60-71. doi.org/10.1016/j.optlastec.2017.09.038

Žárové nástřiky: budoucnost povrchových úprav

Žárové nástřiky umožní podstatné zvýšení životnosti materiálů, snížení výrobních nákladů i ekologické zátěže vašich produktů. Kompletní vývoj i aplikaci zajišťuje moderní technologické centrum vybavené infrastrukturou unikátní ve střední Evropě. VZU Plzeň, česká firma se 110letou tradicí a celosvětovou působností.

Přehled technologií VZÚ Plzeň

- Kaskádový plazmový nástřik
- Vysokorychlostní nástřik (HP/HVOF)
- Nástřik plamenem (FS)
- Nástřik elektrickým obloukem (TWAS)



Vliv vysokotlakého vodíku na materiálové vlastnosti ocelí používaných v plynárenství

^{1,2}Jan Kander, ^{1,2}Marek Dobiáš, ¹Gabriela Rožnovská, ¹Petr Čížek, ^{1,2}Petr Jonšta

¹MATERIÁLOVÝ A METALURGICKÝ VÝZKUM, s.r.o., Pohraniční 693/31, Vítkovice, 703 00 Ostrava, e-mail: jan.kander@mmvyzkum.cz

²Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Fakulta materiálově-technologická, 17. listopadu 2172/15, 708 00 Ostrava-Poruba

Anotace

Se snižováním emisí CO₂ a hledáním čistých a udržitelných zdrojů energie přichází do hry vodík. Evropská unie je odhodlána plně nahradit zemní plyn vodíkem v roce 2050. S těmito požadavky je skutečně důležité studovat materiály používané ve stávající plynárenské infrastruktuře a hodnotit jejich odolnost vůči vodíkovému zkřehnutí, které je v prostředí vodíku častým degradačním jevem. Vliv vysokotlakého vodíku (10 MPa) je testován na potrubních celcích z materiálů X-52, X-60 a X-70, které jsou běžně využívanými v rámci plynárenské infrastruktury v ČR, pomocí in-situ SSRT a expozice těles pro zkoušku rázem v ohybu ve vysokotlakém vodíku a sledování změn v dosažených mechanických vlastnostech, ale např. i lomovém mechanismu.

1 Úvod

S ohledem na společensky aktuální téma dekarbonizace a dosažení tzv. uhlíkové neutrality související s dohodou Green deal, ale i projektem REPowerEU, který usiluje o zajištění udržitelných energetických zdrojů pro Evropu a zbavení se závislosti na ruských energetických zdrojích (plyn, ropa) [1] se do oblasti aktuálního zájmu dostává i obor plynárenství, kde by se uhlíková stopa měla snižovat příměsí vodíku (postupem času až plným nahrazením) k zemnímu plynu. V rámci dohody Green deal a iniciativy European Hydrogen Backbone (EHB) by mělo do roku 2050 dojít k vybudování páteřní vodíkové distribuční sítě pro celou Evropu, kde se počítá s využitím a úpravami stávající plynárenské infrastruktury, což by mělo vést k značným materiálovým úsporám, protože náklady na provoz stávající sítě jsou asi 20% vůči výstavbě sítě nové [2, 3].

V posledních letech se stále častěji mluví o vodíku jako zdroji ekologického paliva i energie. Základ této energetické transformace tkví v první fázi v přimíchávání vodíku k zemnímu plynu a tím ke snížení emisí CO₂. V další fázi pak má následovat postupné zvyšování obsahu vodíku v plynárenské infrastruktuře až na úroveň 50 % do roku 2050, přičemž středně až dlouhodobé scénáře počítají s přechodem ze zemního plynu pouze na čistý vodík. Základním problémem této přechodné fáze je minimum informací o aktuálním stavu plynárenské infrastruktury a o degradačním působení vodíku na ocelová potrubí, která jsou aktuálně v plynárenské síti používána. Z historie je totiž známo, že degradační působení vodíku rozhodně není zanedbatelné [4, 5, 6] a je ovlivněno mnoha vnějšími faktory [7, 8, 9].

Většina lokálních potrubních distribučních systémů obsahuje minimálně polyetylenovou vložku (nebo jsou kompletně plastové), která by měla být vůči účinkům vodíku mnohem odolnější společně s mnohem nižšími provozními parametry lokálních sítí v porovnání se sítěmi páteřními, tak nepředstavuje vážnější bezpečnostní riziko. Problémem

se však stávají pátevní sítě, kde jsou ocelová potrubí pracující za podstatně vyšších tlaků a průtoků; dle dostupných informací pátevní trasy v ČR tvoří přibližně 40-45 % celé plynové infrastruktury [10]. Cílem článku je tedy ověřit chování výše zmíněných materiálů v prostředí vysokotlakého plynného vodíku.

2 Hodnocení materiál a postup

Hodnoceným materiálem byla tři provozovaná plynová potrubí z materiálů X-52, X-60 a X-70. Chemické složení těchto trubek stanovené spalovací metodou a metodou WD-XRF je uvedeno v tabulce 1.

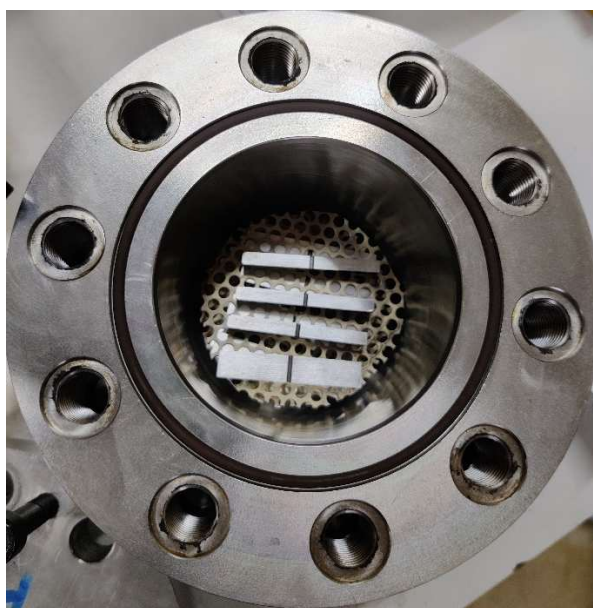
Tabulka 1: Chemické složení trubek (hm. %)

Trubka	C	S	Mn	Si	P	Cu	Ni
X-52	0,16	0,040	1,26	0,29	0,026	0,22	0,29
X-60	0,084	0,004	1,59	0,43	0,015	0,065	0,025
X-70	0,10	0,005	1,60	0,37	0,018	0,040	0,030

Pokračování tabulky 1

Trubka	Cr	Mo	V	Ti	Nb	W	Co
X-52	0,11	0,045	<0,003	<0,005	<0,003	0,006	0,011
X-60	0,028	0,008	0,087	<0,005	0,058	<0,005	0,005
X-70	0,072	0,023	0,030	0,005	0,040	<0,005	0,010

Z výše uvedených trubek byla vyrobeny standardní zkušební tělesa pro zkoušku rázem v ohybu o rozměrech 55 x 10 x 10 mm (v jednom případě 55 x 10 x 5 mm) s 2 mm V-vrubem, která byla následně exponována ve vysokotlakém vodíku při různých tlacích a dobách výdrže v autoklávu, obr. 1. Po ukončení expozice byla tělesa vytažena a ihned přerazena na Charpyho kladivu o maximální energii 450 J, hodnocena byla dosažená nárazová práce a následně na SEM i vzhled lomové plochy a uplatněný lomový mechanismus, tyto charakteristiky byly dále porovnávány s neexponovanými tělesy.



Obr. 1 Uložení vzorků v autoklávu před začátkem expozice

V druhé části práce byly připraveny kruhové zkušební tyče pro zkoušku tahem M10 Ø6 mm. Po zabudování autoklávu do servohydraulického zkušebního zařízení MTS 100 kN a po upnutí vzorku do čelistí stroje byl autokláv uzavřen, propláchnut dusíkem a následně vakuován. Poté byl postupně natlakován vodíkem až do pracovního tlaku 10 MPa, přičemž je zároveň nutné hydraulikou kompenzovat tlak vodíku, aby nedošlo k náhlému porušení vzorku. Zkušební tyče byly přetrženy in-situ ve vodíku o tlaku 10 MPa při pomalé rychlosti deformace (SSRT), obr. 2. Hodnoceny byly tvary křivek napětí-deformace, dosažené napěťově-deformační charakteristiky, ale i makro a mikromorfologie lomových plochy. Získané parametry byly následně opět porovnány s běžnou tahovou zkouškou na vzduchu.



Obr. 2 Těleso připravené pro SSRT ve vodíku

3 Výsledky expozice zkoušek rázem v ohybu

V tabulkách 2-4 je uvedena dosažená nárazová práce pro jednotlivé studované materiály. Pro simulaci defektu v materiálu byla do některých těles předcyklována únavová trhlinka o délce cca 5-6 mm (v uvedené délce je započítán i 2 mm V-vrub). Všechny expozice proběhly při laboratorní teplotě.

Z následně provedeného fraktografického rozboru nevyplýnuly prakticky žádné rozdíly mezi neexponovanými a exponovanými vzorky. Na lomových plochách vzorků byl často zjištěn výskyt jemných či hrubých trhlin, obr. 3a. Lomová plocha vzorků X-52 a X-60 přeražených na vzduchu byla tvořena kombinací transkrystalického tvárného a transkrystalického štěpného porušení, obr. 3b, c. U vzorků X-52 byly oblasti s rozdílným druhem porušení identifikovatelné již při pohledu pouhým okem, obr. 4a, což bylo následně potvrzeno při vyšším zvětšení, 4b-d.

Při rozboru vzorků exponovaných ve vodíku nebyly z makromorfologického i mikromorfologického hlediska zjištěny zásadní rozdíly ve vzhledu lomových ploch. Vzhled lomových ploch se neměnil ani při prodloužení délky expozice ani při zvýšení tlaku vodíku. Příkladová dokumentace různých exponovaných vzorků je uvedena na obr. 5, 6.

Tabulka 2: Materiál X-52, dosažená nárazová práce v různých stavech

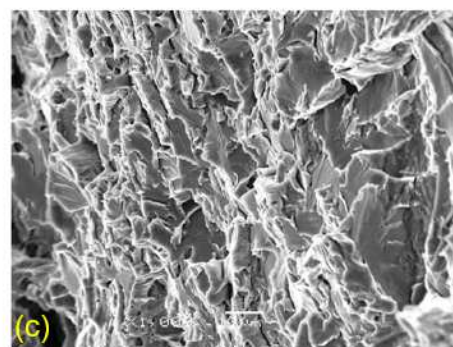
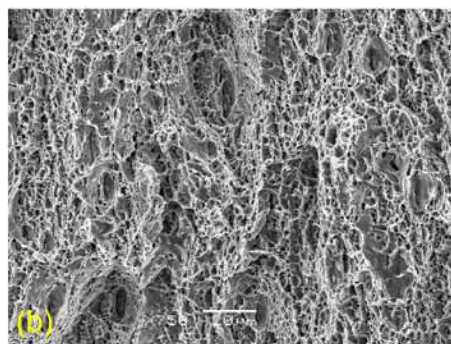
Ozn.	Tlak (MPa)	Doba exp. (hod.)	Tloušťka (mm)	Šířka (mm)	Náraz. práce (J)	Délka trhliny (mm)
X-52-1	Výchozí stav		10	10	60	-
X-52-2					65	-
X-52-3					65	-
X-52-4	10	100	10	10	66	-
X-52-5					68	-
X-52-6					69	-
X-52-7	10	385	10	10	78	-
X-52-8					98	-
X-52-9					68	-
X-52-10	30	1000	5	10	66	
X-52-11					66	
X-52-12					65	
X-52-13	Výchozí stav		10	10	26	5,19
X-52-14					24	5,22
X-52-15					23	5,15
X-52-16	10	400	10	10	26	5,01
X-52-17					25	5,33
X-52-18					26	5,08

Tabulka 3: Materiál X-60, dosažená nárazová práce v různých stavech

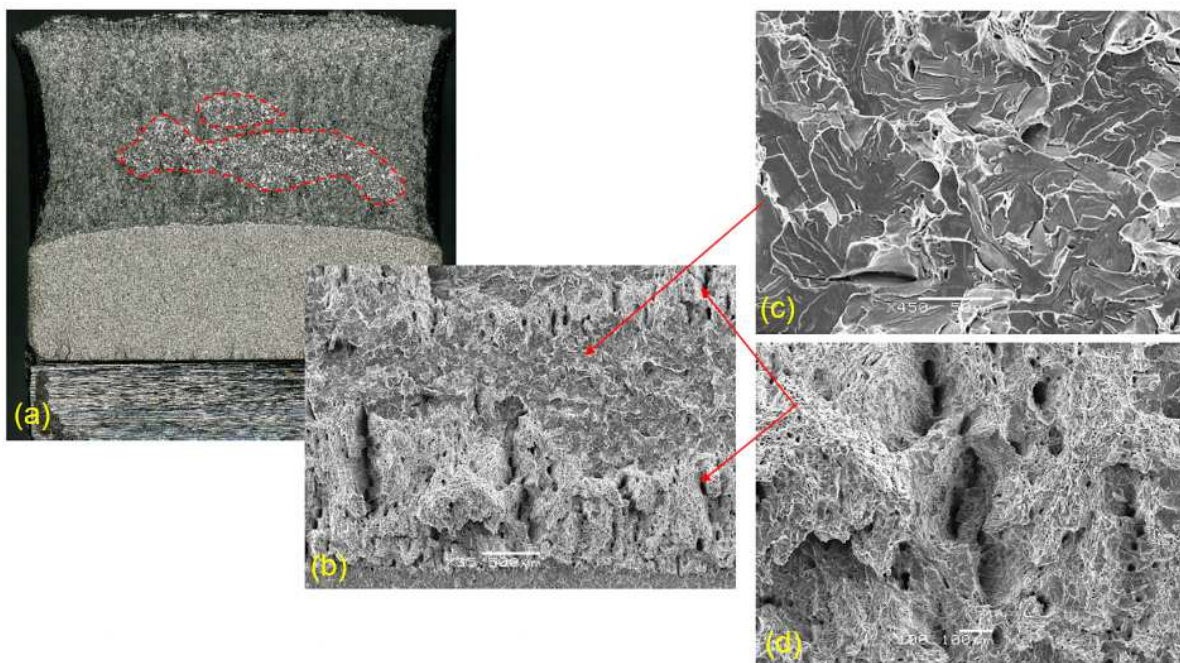
Ozn.	Tlak (MPa)	Doba exp. (hod.)	Tloušťka (mm)	Šířka (mm)	Náraz. práce (J)	Délka trhliny (mm)
X-60-1	Výchozí stav		10	10	94	-
X-60-2					119	-
X-60-3					94	-
X-60-4	10	100	10	10	95	-
X-60-5					102	-
X-60-6					91	-
X-60-7	10	385	10	10	96	-
X-60-8					89	-
X-60-9					97	-
X-60-10	Výchozí stav		10	10	23	5,52
X-60-11					22	5,55
X-60-12					24	5,19
X-60-13	10	400	10	10	48	6,04
X-60-14					57	5,4
X-60-15					48	6,87

Tabulka 4: Materiál X-70, dosažená nárazová práce v různých stavech

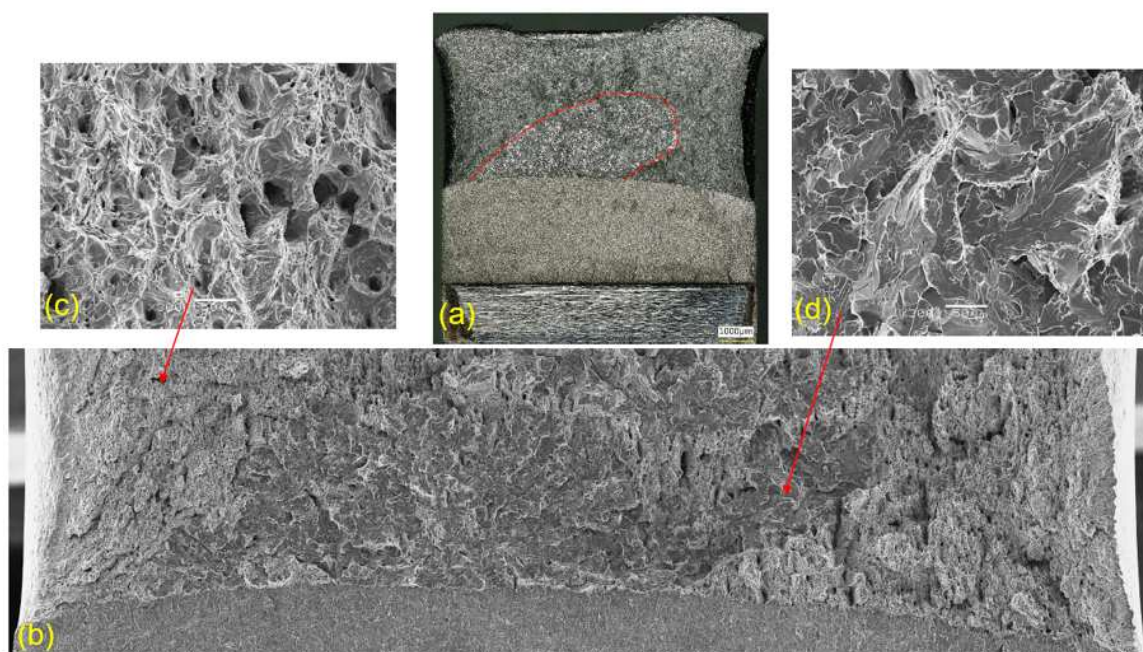
Ozn.	Tlak (MPa)	Doba exp. (hod.)	Tloušťka (mm)	Šířka (mm)	Náraz. práce (J)	Délka trhliny (mm)
X-70-1	Výchozí stav		10	10	193	-
X-70-2					161	-
X-70-3					178	-
X-70-4	10	100	10	10	176	-
X-70-5					205	-
X-70-6					179	-
X-70-7	10	385	10	10	188	-
X-70-8					192	-
X-70-9					181	-
X-70-10	Výchozí stav		10	10	63	5,25
X-70-11					55	5,20
X-70-12					65	5,31
X-70-13	10	400	10	10	49	5,45
X-70-14					52	5,00
X-70-15					55	5,64



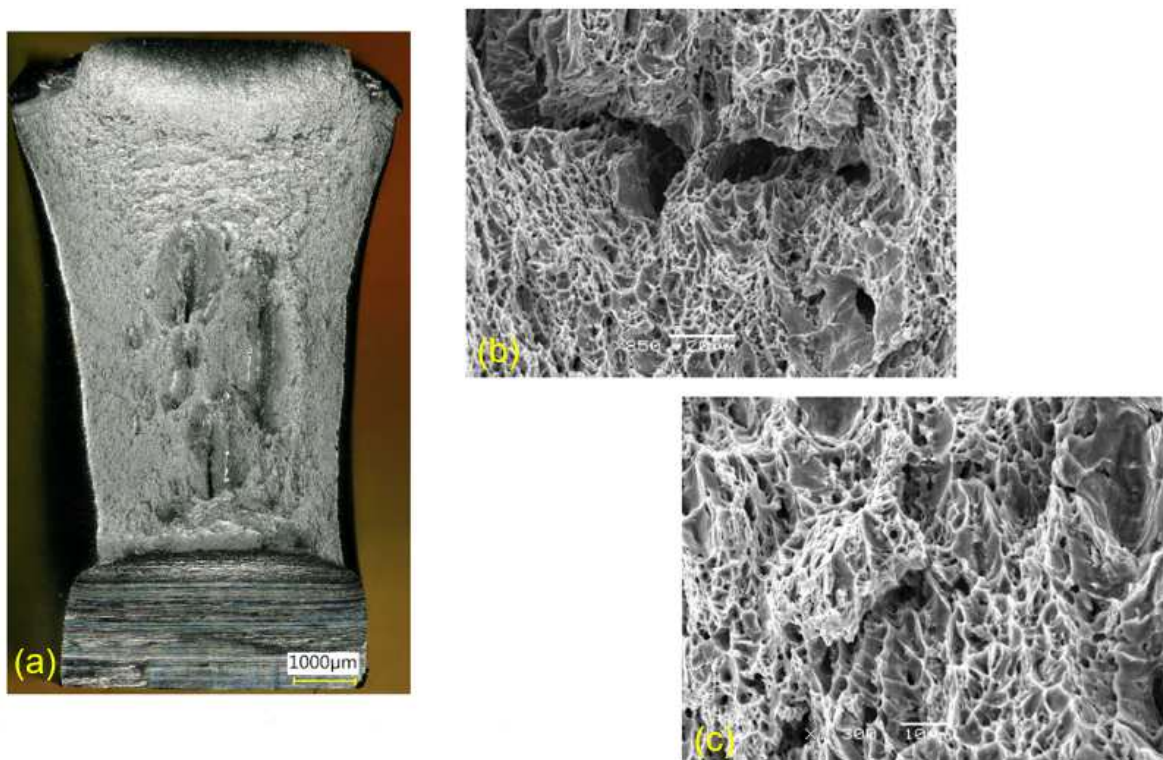
Obr. 3 Vzorek X-60-12 (a) celkový pohled na lomovou plochu (b) kombinace lomových mechanismů (c) transkrystalický štepný lom, detail



Obr. 4 Vzorek X-52-13 (a) celkový pohled na lomovou plochu s vizuálně odlišnými oblastmi (b) kombinace lomových mechanismů (c) transkrystalický štěpný lom, detail (d) transkrystalický tvárný lom + dutiny, detail



Obr. 5 Vzorek 50A-16 s nacyklovanou trhlinou po expozici 10 MPa, 400 h (a) celkový pohled na lomovou plochu s dvěma kontrastně odlišitelnými oblastmi (b) rozhraní mezi nacyklovanou trhlinou a dolomením (c) transkrystalický tvárný lom (d) transkrystalický štěpný lom



Obr. 6 Vzorek 50A-11 po expozici 30 MPa, 1000 h (a) celková plocha na lomovou plochu (b, c) detaily transkrystalického tvárného mechanismu porušení

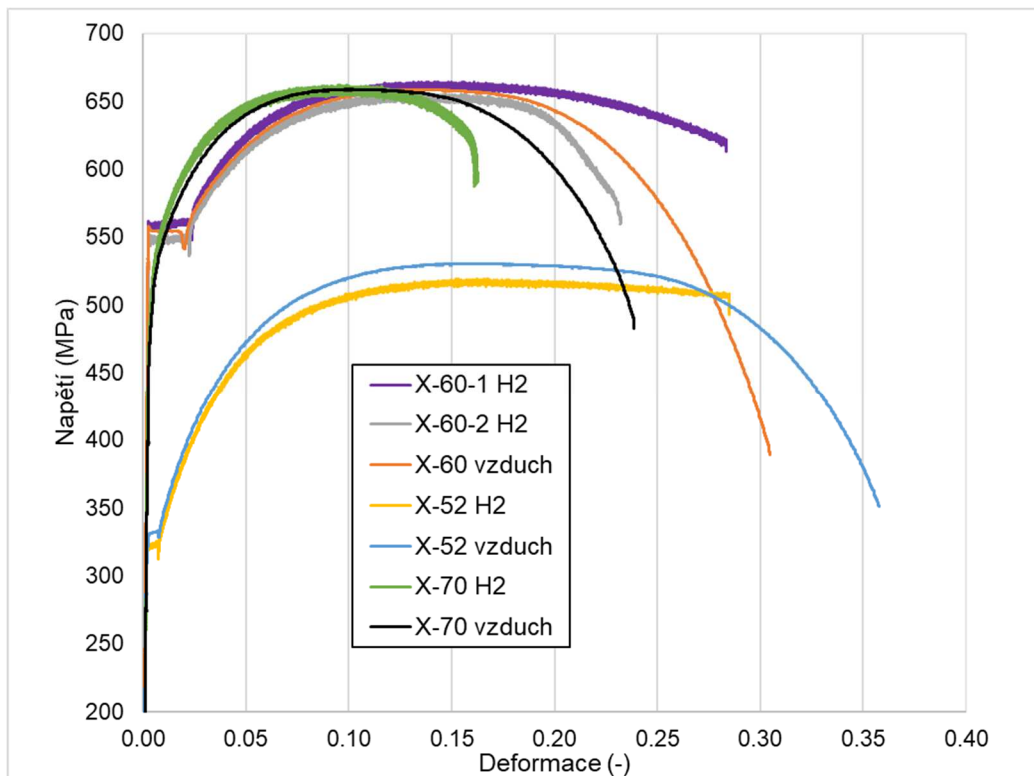
4 Výsledky in-situ SSRT

Výsledky pomalých zkoušek tahem jsou uvedeny v tabulce 5. Pro mat. X-60 byly záměrně provedeny dvě SSRT při rozdílných rychlostech ($0,01$ a $0,08 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$) pohybu příčnicku pro posouzení vlivu rychlosti deformace. SSRT byly následně porovnány se standardními zkouškami na vzduchu, viz obr. 7.

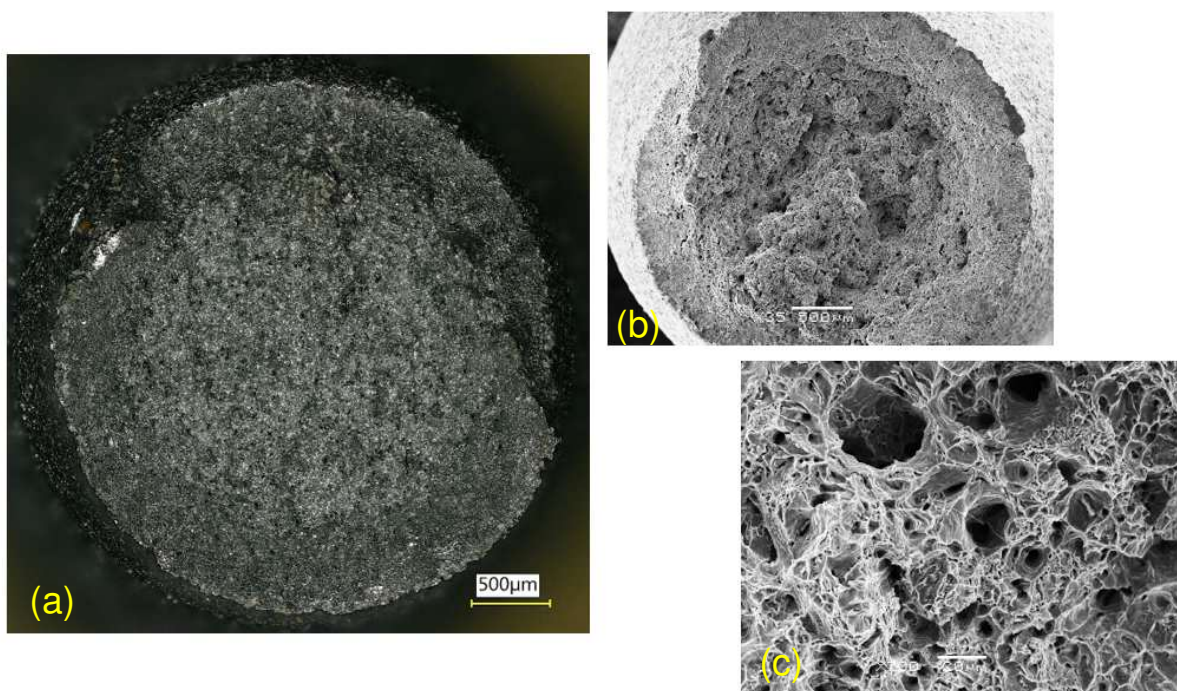
Tabulka 5: Srovnání napětově-deformačních charakteristik na vzduchu a ve vodíku

Vzorek	Prostředí	Rychlost příčnicku ($\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	A (%)	Z (%)
50A	vzduch	-	331	531	36	68,4
933	vzduch	-	555	659	28,9	72,2
46B	vzduch	-	523	659	23,7	71,6
50A	H ₂ , 10 MPa	0,017	323	519	29	20,8
933-1	H ₂ , 10 MPa	0,080	557	663	24,3	25,1
933-2	H ₂ , 10 MPa	0,010	549	655	22	23
46B	H ₂ , 10 MPa	0,025	517	660	14,7	13,5

Již z vizuálního hlediska se všechny lomové plochy všech vzorků jeví jako matné, houževnaté s menším smykovým vytržením. Mikromorfologie lomových ploch všech vzorků byla tvořena mechanismem transkrystalického tvárného porušení s morfologií různorodých jamek, obr. 8a-c.

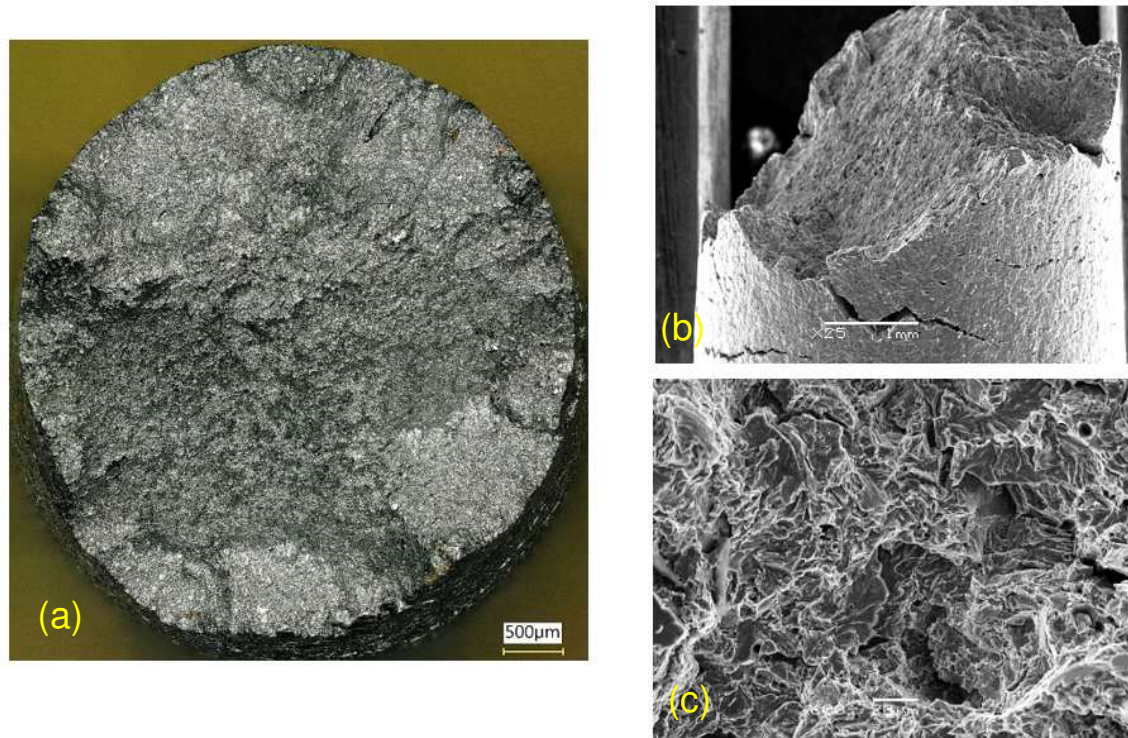


Obr. 7 Srovnání napěťově-deformačních charakteristik studovaných materiálů



Obr. 8 Vzorek X-52 přetržený na vzduchu (a) celkový pohled na lomovou plochu (b) smykový okraj (c) transkrystalický tvárný lom

Na všech vzorcích přetržených ve vodíku bylo již pouhým okem dobře pozorovatelné mnohem menší zúžení vzorku v místě přetržení, obr. 9a. Lomové plochy byly často zkosené pod úhlem cca 45°, obr. 9b. Mikromorfologie lomových ploch byla tvořena převážně transkrystalickým štěpným lomem.



Obr. 8 Vzorek X-52 přetržený ve vodíku (a) celkový pohled na lomovou plochu (b) zešíkmení lomové plochy (c) transkrystalický štěpný lom

5 Diskuze výsledků

Zkoušky rázem v ohybu po expozici ve vodíkovém autoklávu neprokázaly zásadní změnu nárazové práce při různých tlacích a dobách expozice. U vzorků s předcyklovanou trhlinou nárazová práce klesla, ale při porovnání s neexponovaným stavem lze prohlásit, že ke snížení došlo pouze vlivem snížení iniciační složky vrubu vlivem nacyklované trhliny. Zdá se tedy, že pouhá expozice vzorků v prostředí plynného vodíku bez dodatečné deformace nemá na degradaci materiálu zásadní vliv. Fraktografický rozbor těles pro zkoušku rázem v ohybu neprokázal změny mezi exponovaným a neexponovaným stavem. V obou stavech byly na lomových plochách nalezeny příčné trhliny tzn. nebyly způsobeny vlivem vodíku, např. u vzorku X-52 se na lomových plochách vyskytovala oblast transkrystalického štěpného lomu, opět v obou stavech.

Zkoušky tahem na vzduchu a pomalé zkoušky tahem (SSRT) ve vodíku při srovnání prokázaly prakticky stejnou mez kluzu a pevnosti, ale došlo ke snížení tažnosti a zásadnímu poklesu kontrakce. U SSRT zkoušených in-situ ve vodíkovém autoklávu docházelo k lomu vzorku dříve než u odpovídajících zkoušek na vzduchu. Zdá se tedy, že dodatečná deformace materiálu a její rychlost při expozici hraje v jeho vodíkové degradaci zásadní význam. Z grafického porovnání křivek napětí-deformace je patrné, že zkouška X-60-2 (nižší

rychlost deformace) praskla dříve než X-60-1 (vyšší rychlost deformace), takže lze prohlásit, že delší časy difúze vodíku negativně ovlivňují hlavně tažnost a kontrakci vzorku. Při fraktografickém rozboru byla prakticky u všech vzorků zjištěna změna lomového mechanismu. Zatímco u zkoušek na vzduchu byly lomové plochy tvořeny téměř výhradně transkrystalickým tvárným lomem, tak u zkoušek ve vodíku docházelo k uplatnění transkrystalického štěpného mechanismu, rovněž lomové plochy nebyly rovné, ale často orientovány šikmo pod úhlem zhruba 45°.

6 Závěr

V případě volně exponovaných vzorků pro zkoušku rázem v ohybu nebyl prokázán vliv vodíku na snížení nárazové práce či mikromorfologické změny. Ze získaných výsledků je tedy patrné, že degradační vliv vodíku se projevuje intenzivněji pouze v případě je-li aplikována dodatečná deformace vzorku, jako např. namáhání v tahu v případě SSRT. Při porovnání SSRT se zkouškami na vzduchu jsou sice mez pevnosti a kluzu prakticky stejné, ale dochází k poklesu tažnosti a razantnímu snížení kontrakce tzn. k lomu ve vodíku je nutná menší deformace než na vzduchu. Rovněž bylo zjištěno, že při nižších rychlostech deformace dochází k většímu poklesu tažnosti a kontrakce než při vyšších rychlostech deformace. Pokles tažnosti, a hlavně kontrakce vysvětluje změna lomového chování vodíkem zřehnutých vzorků, kdy dochází ke změně z transkrystalického tvárního lomu na transkrystalický štěpný lom tzn. dochází ke změně z vysokoenergetického houževnatého lomu na nízkoenergetický křehký lom.

Poděkování

Tato práce vznikla v rámci řešení projektu TA ČR č. SS06020165 – Zmapování dopadů snahy o snižování emisí skleníkových plynů pomocí příměsí vodíku na životnost stávající infrastruktury plynových energetických zařízení a institucionální podpory dlouhodobého a koncepčního rozvoje výzkumné organizace v roce 2025, kterou poskytlo Ministerstvo průmyslu a obchodu České republiky.

Literatura

- [1] REPowerEU. Affordable, secure and sustainable energy for Europe. European Commission. [cit. 2024-05-03]. Dostupné z: https://commission.europa.eu/strategy-and-policy/priorities-2019-2024/european-green-deal/repowereu-affordable-secure-and-sustainable-energy-europe_en
- [2] EHB Implementation Roadmap: Public support as catalyst for hydrogen infrastructure. European Hydrogen Backbone. [cit. 2024-05-03]. Dostupné z: <https://ehb.eu/page/publications>
- [3] Cristello, J. B., YANG, J. M., HUGO, R., LEE, Y., PARK, S. S. Feasibility analysis of blending hydrogen into natural gas networks. International Journal of Hydrogen Energy. 2023. roč. 48, č. 46, s. 17605-17629. ISSN 0360-3199. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2023.01.156.>
- [4] SOJKA, J. Odolnost ocelí vůči vodíkové křehkosti. Ostrava: Vysoká škola báňská-technická univerzita, 2007. ISBN 978-80-248-1648.
- [5] LEE, A. J.; WOODS, S. Hydrogen Embrittlement. NASA/TM-2016-218602. 2016. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/citations/20160005654>

- [6] CHEN, Y.-S. et al. Hydrogen trapping and embrittlement in metals – A review. *International Journal of Hydrogen Energy*. 2024. ISSN 0360-3199. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2024.04.076>.
- [7] DWIVEDI, S.; VISHWAKARMA, M. Hydrogen embrittlement in different materials: A review: A review. *International Journal of Hydrogen Energy*. 2018, roč. 43. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2018.09.201>.
- [8] ZHANG, H. et al. Research progress on corrosion and hydrogen embrittlement in hydrogen–natural gas pipeline transportation. *Natural Gas Industry B*. 2023, roč. 10, č. 6, s. 570-582. ISSN 2352-8540. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ngib.2023.11.001>.
- [9] ZHANG, Y.; YE, Q.; YAN, Y. Processing, microstructure, mechanical properties, and hydrogen embrittlement of medium-Mn steels: A review: A review. *Journal of Materials Science & Technology*. 2024. ISSN 1005-0302. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmst.2024.03.014>.
- [10] GasNet je připraven zvedat podíl biometanu a vodíku ve své síti [online]. GasNet, s.r.o. [cit. 2024-05-03]. Dostupné z: <https://www.gasnet.cz/o-spolecnosti/novinky/2022/05/GasNet-je-pripraven-zvedat-podil-biometanu-a-vodik>.

Stanovení zbytkové životnosti ohybu parovodu pomocí creepových zkoušek malých vzorků

Dr. Ing. Zdeněk Kuboň

Materiálový a metalurgický výzkum, s.r.o., Ostrava, e-mail: creep.lab@mmvyzkum.cz

Abstrakt

Příspěvek se zabývá využitím metody odběru a hodnocení malých vzorků pro hodnocení zbytkové životnosti klíčových komponent tlakového celku energetického kotle. Metoda malých vzorků je semidestruktivní metoda, která minimalizuje množství odebíraného materiálu, a tedy i zásah do integrity součásti a nutnost její následné opravy. Na malých vzorcích odebraných z ohybu parovodu vyrobeného z oceli 15 128 a provozovaného při teplotách 490-500 °C po dobu více než 270 000 hodin bylo analyzováno chemické složení oceli, provedeno ověření základních mechanických vlastností a analýza metalografie včetně creepového poškození. Při zkoušení byla také využita metoda creepových zkoušek malých vzorků (Small Punch Creep Tests – SPCT) a z jejich výsledků byl proveden odhad zbytkové životnosti tohoto ohybu.

1 Úvod

Aktuální provozní doby bloků klasických elektráren dosahují v České republice 250 i přes 300 tisíc hodin, čímž významně překračují svoji projektovou životnost. To se týká zejména parovodního potrubí a komor, které jsou ve většině případů stále původní. Jelikož je však jejich stav po technické stránce dosud uspokojivý, a i s ohledem na současnou situaci v české i evropské energetice, nejsou vytvořeny podmínky pro jejich výměnu a místo výměny se stále více využívá všech možností, jak jejich skutečnou životnost prodloužit daleko za původní životnost projektovou. Je to možné i z toho důvodu, že v dobách výstavby těchto bloků se používaly vyšší koeficienty bezpečnosti a tyto komponenty tak dosud nevykazují kritický stupeň strukturní a materiálové degradace. Ovšem dlouhá doba jejich expozice se přesto může projevit v rozvoji creepového poškození, které je nutno kvantifikovat a přiřadit dané komponentě co nejrealističtější odhad zbytkové životnosti.

2 Hodnocení zbytkové životnosti komponent tlakové části kotle pomocí SPCT testů

Pro hodnocení zbytkové životnosti komponent tlakového celku energetických kotlů lze použít širokou škálu metod a postupů, přičemž se pochopitelně upřednostňují nedestruktivní metody, jejichž použití nevede k nutnosti odebrat zkušební vzorek a nutnosti provádět následné ošetření místa jeho odběru. V případě komponent pracujících v creepové oblasti poškození se k odběru zkušebních vzorků přistupuje zejména u tenkostěnných trubek (přehříváky, přihříváky), kde je náhrada odebraného materiálu relativně snadná, kdežto u tlustostěnných komponent (komory, parovody) se upřednostňují metody nedestruktivní (UZ, TOFD, MT, repliky), případně semidestruktivní, které sice zkušební materiál odebírají, ale v takovém množství, že není nutné v lokalitě odběru provádět žádné následné opravy. Mezi nimi je jednou z nejlépe rozpracovaných metod metoda odběru a hodnocení malých vzorků [1-4].

Při hodnocení zbytkové životnosti energetických zařízení se ideálně odebere vzorek materiálu, z něho jsou vyrobeny creepové zkoušky, které jsou podrobeny zkoušce tečením, ideálně při pracovním napětí a při několika teplotách, zpravidla vyšších, než je teplota pracovní. V mnoha případech je však technicky obtížné odebrat takové množství materiálu, které by umožnilo vyrobit sérii klasických creepových zkušebních těles. Metoda malých vzorků (Small Punch Tests – SPT), která byla původně vyvinuta pro hodnocení přechodové teploty materiálů v jaderné energetice v EPRI [1], tuto obtíž překonává tím, že pracuje se vzorky tvaru disku s rozměry $\varnothing 3 - 10$ mm a tloušťkou 0.3 – 1 mm, což z ní vůči testovanému výrobku činí téměř metodu nedestruktivní. Mimo stanovení aktuální pevnosti, meze únavy, charakteristik plasticity, přechodové teploty křehký-houževnatý stav i lomové houževnatosti, je pomocí této metody možné určovat i creepové charakteristiky a samozřejmě také

metalograficky hodnotit creepové poškození. Metoda creepových testů malých vzorků (Small Punch Creep Tests – SPCT) je založena na korelaci s výsledky konvenčních creepových zkoušek, podobně jako v případě penetračních testů při stanovení pevnostních charakteristik [5, 6]. Vzhledem ke složitosti napěťových stavů se však pro korelaci využívá rovnosti dob do lomu u konvenční creepové zkoušky a zkoušek SPCT, kdy se navzájem koreluje zatížení u zkoušky SPCT a napětí u creepové zkoušky. Podobně může být korelována rychlost sekundárního tečení při creepové zkoušce s měřenou deformací a rychlost stacionárního tečení při zkoušce SPCT.

Vyjádření korelačního vztahu mezi zatížením F zkoušky SPCT (FSP) a napětím σ při creepové zkoušce lze vyjádřit vztahem:

$$\frac{F}{\sigma} = 3.33 \cdot k_{SP} \cdot R^{-0.2} \cdot r^{1.2} h_0 \quad (1),$$

kde R je poloměr spodní matrice, do níž je vzorek vtláčován, r je poloměr indentoru nebo kuličky, h_0 je tloušťka vzorku a k_{SP} je konstanta charakterizující plasticitu materiálu. Ve zjednodušené podobě a pro identickou tloušťku vzorků SPCT zkoušek tento vztah nabývá tvaru:

$$\frac{F}{\sigma} = \Psi \quad (2).$$

Hodnota konstanty Ψ v této rovnici se pohybuje obvykle v rozmezí asi 1.2 až 3 pro většinu ocelí.

V případě SPCT zkoušek lze, podobně jako u konvenčních creepových zkoušek, stanovit a dále porovnávat také další významnou creepovou charakteristiku, a to rychlost stacionárního (sekundárního) creepu, tedy rychlost tečení v oblasti ustáleného creepu. Tato charakteristika patří rovněž mezi sledované materiálové vlastnosti žárupevných ocelí. Napěťová závislost minimální rychlosti creepu ($\dot{\epsilon}_s$) při creepové zkoušce a závislost minimální rychlosti deformace ($\dot{\delta}_s$) na aplikovaném zatížení při creepové zkoušce malých vzorků může být popsána rovněž pomocí Nortonova zákona:

$$\dot{\epsilon}_s = B_{CR} \cdot \sigma^{m_{CR}} \quad (3),$$

$$\dot{\delta}_s = B_{SP} \cdot F^{m_{SP}} \quad (4),$$

kde B_{CR} , B_{SP} , m_{CR} a m_{SP} jsou teplotně závislé konstanty.

Nortonova rovnice samozřejmě také platí i pro napěťovou závislost doby do lomu ve tvaru:

$$t_r = A_{CR} \cdot \sigma^{-n_{CR}} \quad (5),$$

v případě využití SPCT vzorků pak lze tento vztah vyjádřit ve formě:

$$t_r = A_{SP} \cdot \sigma^{-n_{SP}} \quad (6).$$

V těchto rovnicích jsou A_{CR} , A_{SP} , n_{CR} a n_{SP} teplotně závislé konstanty.

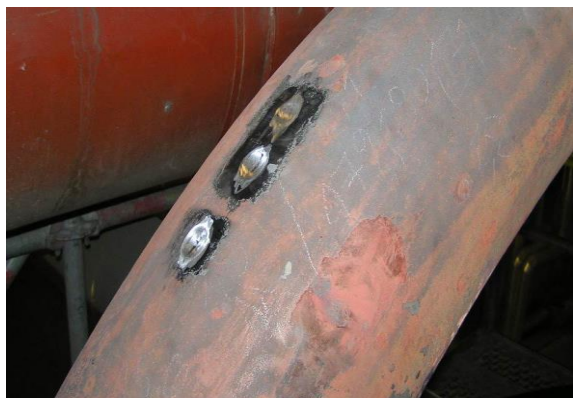
Z výše uvedených vztahů je zřejmé, že pro věrohodné srovnání výsledků creepových zkoušek a zkoušek plnohodnotných těles a creepových zkoušek malých vzorků je zapotřebí mít k dispozici příslušné databáze pro jednotlivé materiály nebo alespoň pro skupiny materiálů, přijmeme-li předpoklad, že oceli podobného chemického složení a mikrostruktury se budou chovat podobně.

3 Experimentální materiál a jeho odběr, prováděné analýzy

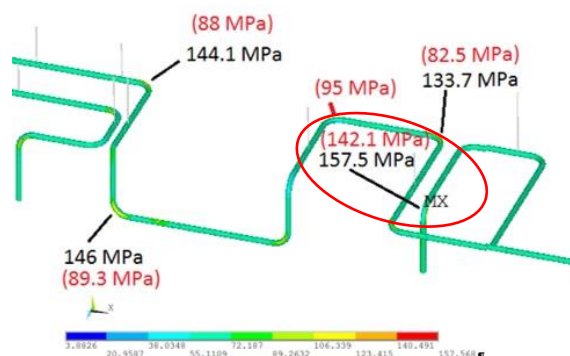
Parovod kotle, pro jehož ohyby se prováděl odhad zbytkové životnosti, byl uveden do provozu v roce 1984 a ke dni odběru vzorků dosahovala jeho provozní doba více než 270 000 hodin. Pracovní teplota přehřáté páry se pohybovala v rozmezí 490–500 °C, pracovní přetlak asi 8 MPa. Celý parovod byl vyroben z oceli 15 128, konkrétní ohyb pak z trubky $\varnothing 273 \times 16$ mm.

Výsledky periodické diagnostiky klíčových částí parovodu prováděné formou nedestruktivních testů a odběrem a hodnocením replik neposkytovaly dostatečně věrohodné výsledky, a proto bylo rozhodnuto provést zpřesnění odhadu zbytkové životnosti pomocí zkoušek malých vzorků. Pro odběr experimentálního materiálu zvolen ohyb (obr. 1), který patří k místům s největším počtem provozních hodin, provedené materiálové rozbory u něj našly strukturální změny vyvolané dlouhodobou creepovou expozicí a pevnostní výpočet parovodu u něj detekoval nejvyšší provozní napětí. Bylo rozhodnuto provést 2-3 odběry na vnějším vlákně ohybu (obr. 1), protože tam se krátce

po počátku provozu přesouvá z vnitřního povrchu původní maximum napětí (černé hodnoty na obr. 2) a klesá vlivem relaxace a tečení materiálu (červené hodnoty na obr. 2).



Obr. 1 Místo odběru malých vzorků na ohybu parovodu



Obr. 2 Napětí v ohybech parovodu s vlivem relaxace napětí (červeně) a bez něj (černě)

K dispozici tak byly po odběrech tři malé vzorky, ze kterých bylo připraveno celkem 11 zkušebních tělísek pro zkoušky SPT a SPCT.

Pro účely analýzy zbytkové životnosti byly kromě zkoušek SPCT provedeny také další analýzy:

1. kontrolní chemický rozbor, ověření jakosti materiálu,
2. stanovení meze kluzu a meze pevnosti pomocí penetračního testu,
3. laboratorní měření tvrdosti HV,
4. mikrostrukturní analýza a její hodnocení podle VGB TW 507,
5. creepové zkoušky malých vzorků.

4 Výsledky analýz materiálových vlastností a mikrostruktury ohybu

4.1 Výsledky kontrolního rozboru chemického složení

Výsledky kontrolního chemického rozboru uvádí tabulka 1 spolu s požadavky, které jsou pro jakost oceli 15 128 uvedeny v ČSN 41 5128 [8].

Tab. 1 Chemické složení analyzovaného vzorku parovodního ohybu, hm. %

Prvek	C	S	Mn	Si	P	Cr	Mo	V	Cu	Ni
Ohyb	0.15	0.016	0.57	0.20	0.014	0.60	0.41	0.28	0.039	0.092
ČSN 41 5128	0.10	max.	0.45	0.15	max.	0.50	0.40	0.22	-	-
	0.18	0.040	0.70	0.40	0.040	0.75	0.60	0.35	-	-

Z tabulky je patrné, že materiál ohybu vyhovuje požadavkům na ocel 15 128 v plném rozsahu. Obsahy chromu i vanadu, jako dvou ze tří nejdůležitějších legujících prvků se nacházejí zhruba uprostřed požadovaného intervalu, kdežto obsah molybdenu je na samé spodní hranici. To může způsobit určitý pokles dlouhodobé žarupevnosti, tento pokles by však neměl být mimo povolené ± 20 %-ní toleranční pásmo okolo střední hodnoty meze pevnosti při tečení.

4.2 Výsledky tahové zkoušky prováděné penetračními testy a měření tvrdosti

Mechanické vlastnosti ohybu parovodu byly ověřovány pomocí penetrační zkoušky malých vzorků při laboratorní teplotě na zkušebních tělíscích o průměru 8 mm a s tloušťkou 0.5 mm. Výsledky jsou uvedeny v tabulce 2 včetně pevnostních garancí specifikovaných v materiálovém listu pro ocel 15 128 v jakostním stupni 15 128.5, tedy po normalizačním žhání a následném popuštění. Na jednom z

odebraných vzorků bylo provedeno také měření tvrdosti metodou HV 10, a to vždy celkem 3 náhodně umístěnými vpichy.

Tab. 2 Mechanické vlastnosti ohybu parovodu a výsledky měření tvrdosti

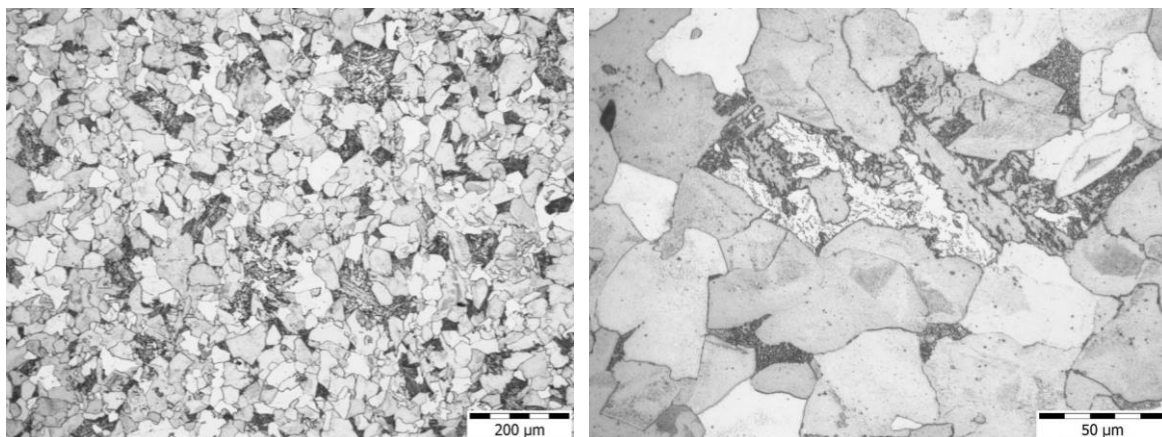
	$R_{p0.2}$	R_m	$R_{p0.2}/R_m$	HV 1	HV 2	HV 3
	[MPa]			-		
Vzorek 1	604	732	0.82	218	218	218
Vzorek 2	736	760	0.97	-	-	-
15 128.5 (ČSN 41 5128)	min. 365	490-690	-	140-197 HB		

Z výsledků penetračních testů byla pomocí korelace mezi základními mechanickými charakteristikami stanovena velikost meze kluzu a meze pevnosti ohybu. Tyto hodnoty jsou uvedeny v tabulce 2. Zatímco v případě meze pevnosti jsou u obou zkoušek hodnoty srovnatelné, u meze kluzu se liší o více než 130 MPa, což je rozdíl, který nemůže být z hlediska materiálových vlastností nezpochybnitelně vysvětlen. Navíc, v tomto druhém případě dosahuje mez kluzu 97 % meze pevnosti, což je poměr, který je možné najít u některých nástrojových ocelí, ale těžko u nízkolegované creepové oceli na bázi Cr-Mo-V. Je proto pravděpodobné, že tento údaj je chybný, a to i vzhledem k tomu, že způsob jeho stanovení je obecně zatížen významně vyšší chybou, než jak je tomu u meze pevnosti. Nicméně, i tak ukázaly výsledky penetračních testů, že mechanické vlastnosti ohybu pevnostně plně odpovídají nejen úrovni materiálu ve stavu 15 128.5, ale i stavu 15 128.9, kdy je požadavek na minimální mez kluzu ve výši 440 MPa, to navzdory dlouhodobé expozici na vysoké teplotě. Podobně i tvrdost odebraného vzorku se pohybuje nad horní hodnotou rozmezí podle materiálového standardu. Použijeme-li totiž přepočítání mezi hodnotami HB a HV, uvedený například v ČSN EN ISO 18265 [9], vyjde tvrdost zkoušeného vzorku na úrovni 206 HB, tedy i tak zhruba o 5 % nad uvedeným informativním maximem. Ani tento údaj nepotvrzuje předpoklady nějakého vážnějšího vyžití materiálu ohybu.

4.3 Výsledky metalografické analýzy ohybu parovodu

Pro metalografickou analýzu byl připraven metalografický výbrus na ploše rovnoběžné s rovinou odběru vzorku, a tedy i povrchem ohybu v místě extradosu. Kromě základní analýzy mikrostruktury, byla prováděna také analýza creepového kavitačního poškození a jeho hodnocení podle předpisu VGB TW 507 [10] a také hodnocení stavu mikrostruktury dle klasifikace strukturních změn vlivem dlouhodobého působení vysokých teplot. Dlouhodobé provozování ocelí v creepových podmínkách vede k mikrostrukturním změnám, které předcházejí vzniku a rozvoji defektů. Tyto změny se projevují i ve změnách mechanických vlastností. Ke změnám vlastností nízkolegovaných Cr-Mo i Cr-Mo-V ocelí dochází zejména v důsledku precipitace a změn v obsahu a složení karbidů, rozpadu perlitických/bainitických oblastí, segregace škodlivých doprovodných prvků a rovněž v důsledku změn v morfologii karbidických částic či změn chemického složení kovové matrice způsobených difúzí.

Hodnocení stupně transformace feriticko-perlitické a feriticko-bainitické struktury lze provést použitím etalonů pro nízkolegované žárupevné oceli [11, 12]. Stupeň degradace a změny probíhající při dlouhodobé creepové expozici jsou přehledně uvedeny v tabulce 3 a na obrázku 4, a to jak pro feriticko-perlitickou, tak i pro feriticko-bainitickou strukturu oceli. Podle této klasifikace lze hodnotit mikrostrukturu ohybu parovodu stupněm B, tedy stavem, kdy začíná sferoidizace karbidických částic v bainitu nebo lamel perlitu a na hranicích zrn se začínají vylučovat první karbidy.



Obr. 3 Mikrostruktura (vlevo) a její detail (vpravo) ohybu parovodu

Tab. 2 Hodnocení degradace feriticko-perlitických a feriticko-bainitických struktur [11, 12]

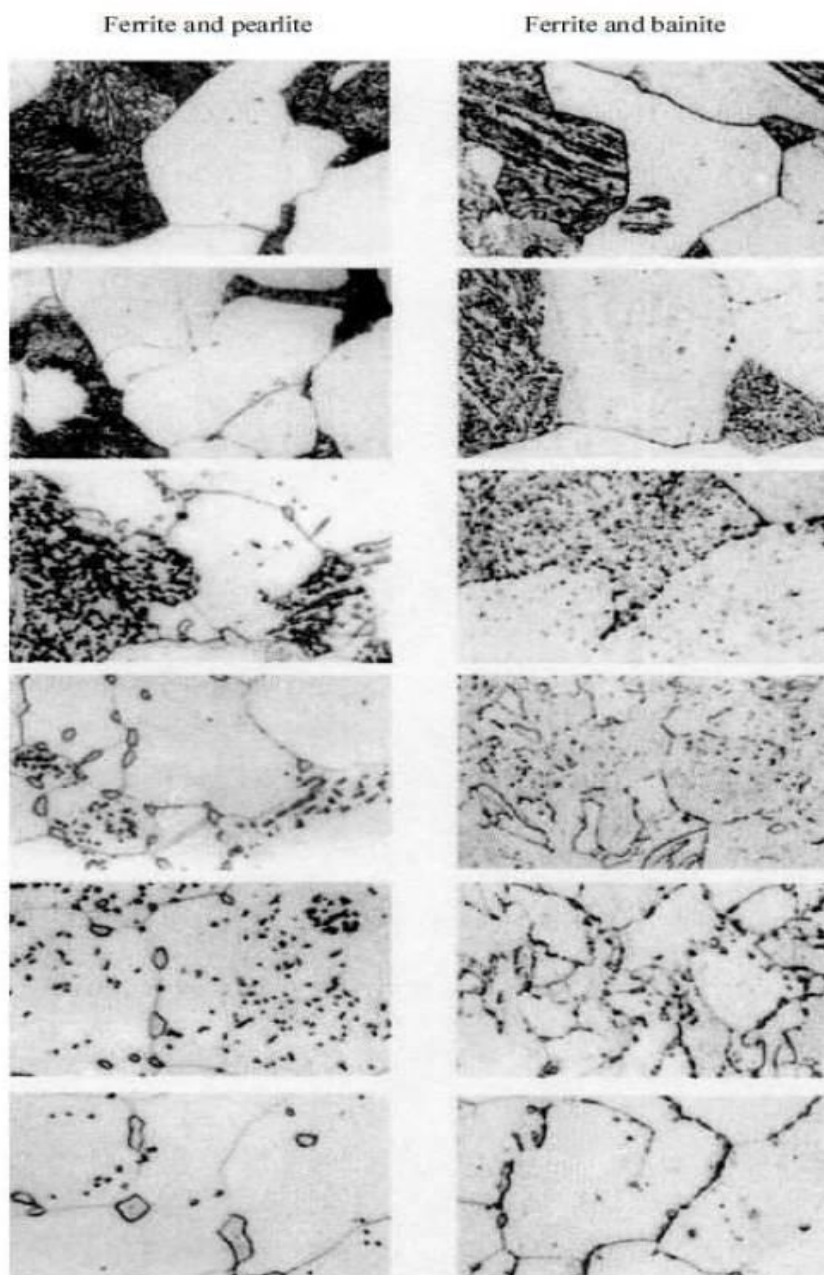
Stupeň degradace	Feriticko-perlitická (F-P) struktura	Feriticko-bainitická (F-B) struktura
A	čistá feritická zrna + perlit	čistá feritická zrna + bainit
B	počátek sferoidizace lamel cementitu v P, počátek precipitace karbidů na HZ feritu	počátek precipitace na HZ a uvnitř F, počátek hrubnutí karbidů v B
C	výrazná sferoidizace cementitu, hrubé karbidů na HZ	hrubnutí karbidů, stírání rozdílů mezi původně F a B zrny
D	téměř úplná sferoidizace cementitu v P, pokračuje precipitace karbidů na HZ	zhrubnutí karbidů v B, dokončení precipitace karbidů ve F, hrubnutí karbidů na HZ
E	velmi hrubé globulární karbidy uvnitř zrn i na HZ, částečné setření rozdílů mezi F a P zrny	velmi hrubé globulární karbidy uvnitř zrn i na HZ, feriticko-karbidická struktura
F	velmi hrubé karbidy hlavně na HZ, uvnitř zrn málo	velmi hrubé karbidy hlavně na HZ, uvnitř zrn málo

Pro interpretaci rozsahu kavitačního poškození se s výhodou používá unikátní a jasně definované a schválené stupnice poškození. V současné době jsou dostupné dva evropské předpisy v pokynech NORDTEST NT TR 170 [13], resp. NORDTEST NT TR 320 [14] a VGB-TW 507 [10], které poskytují snímky referenčních mikrostruktur pro celý rozsah creepového poškození u nejběžnějších vysokoteplotních ocelí. Německá směrnice VGB TW-507 neuvádí výslovně v detailu, jak je definována každá třída poškození, ale vztahuje se pouze na původní Neubauerovo rozdělení tříd poškození [15], jak je uvedeno v tabulce 3. VGB TW-507 ukazuje také kompletní sadu kvalitních mikrosnímků nových materiálů a tečením poškozených materiálů pro širokou škálu různých žárupevných ocelí. Proto je také používán nebo na něj odkazuje poměrně velká skupina profesionálů údržby elektráren v Německu a sousedních zemích a má i významný dopad při nastavení většiny interních (firemně specifických) výkladů o poškození tečením. Místo oceli 15 128 jsou v něm uvedeny snímky creepového poškození pro její ekvivalent, evropskou ocel 14MoV6-3.

Hodnocení creepového kavitačního poškození odebraného vzorku ohybu parovodu podle klasifikace VGB-TW 507 odpovídá stupni **1 - bez výskytu kavit**.

Tab. 3 Popis Neubauerových tříd poškození ve VGB TW-507 (1992) [10]

Třída poškození	Popis poškození
0	Nový materiál, bez expozice
1	Creepově exponovaný materiál, bez kavit
2a	Izolované kavity
2b	Četné kavity bez přednostní orientace
3a	Četné kavity s přednostní orientací
3b	Řetízky kavit nebo oddělené hranice zrn
4	Mikrotrhliny
5	Makrotrhliny



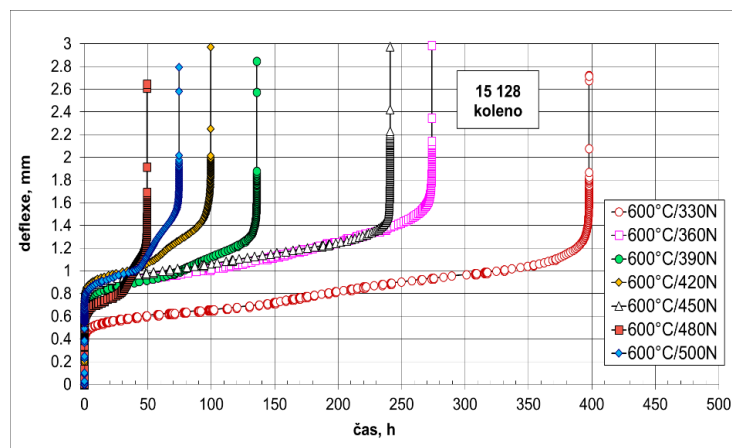
Obr. 4 Klasifikace strukturních stavů podle sferoidizace struktury [11]

5 Výsledky zkoušek SPCT

Zkušební program SPCT zkoušek ohybu parovodu zahrnoval zkoušky prováděné při teplotě 600 °C a zatíženích 500, 480, 450, 420, 390, 360 a 330 N. Jejich výsledky jsou shrnuty v tabulce 4 a v grafické podobě jsou pak ukázány křivky rozvoje deflexe jednotlivých zkoušek s časem (obrázek 5).

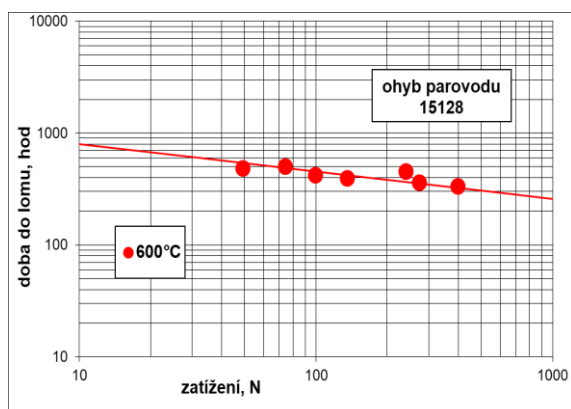
Tab. 4 Výsledky SPCT zkoušek oceli ohybu parovodu z oceli 15 128

Teplota	Zatížení	Doba do lomu	Deflexe	Rychlost deflexe
[°C]	[N]	[h]	[mm]	[mm·s ⁻¹]
600	500	74.5	2.93	1.3·10 ⁻⁰⁶
600	480	49.2	2.65	1.0·10 ⁻⁰⁶
600	450	241	3.02	4.9·10 ⁻⁰⁷
600	420	99.5	3.03	8.5·10 ⁻⁰⁷
600	390	135.8	2.85	6.5·10 ⁻⁰⁷
600	360	273.8	3.09	4.9·10 ⁻⁰⁷
600	330	398	2.71	3.1·10 ⁻⁰⁷

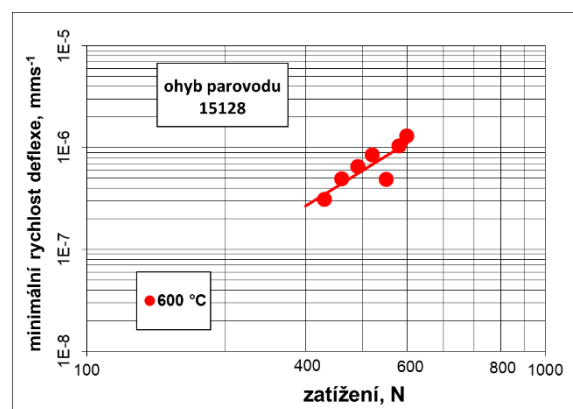


Obr. 5: Závislost deflexe SPCT zkoušek na době zkoušení při teplotě 600 °C

Na obrázku 6 jsou výsledky tohoto zpracování pro SPCT zkoušky vzorku z ohybu parovodu ukázány graficky ve tvaru bilogarithmické závislosti doby do lomu t_r na aplikovaném zatížení F , na obrázku 7 je pak závislost rychlosti ustáleného tečení na zatížení F , v obou případech včetně uvedení regresní přímky příslušné závislosti.



Obr. 6 Závislost doby do lomu na zatížení



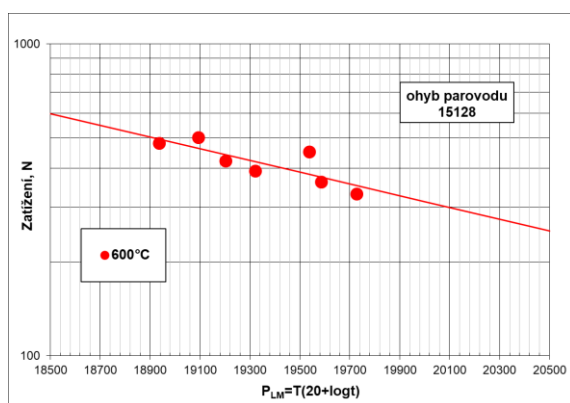
Obr. 7 Závislost minimální rychlosti deflexe na zatížení

Další oblíbenou metodou zpracování creepových dat je použití Larson-Millerova parametru ve tvaru:

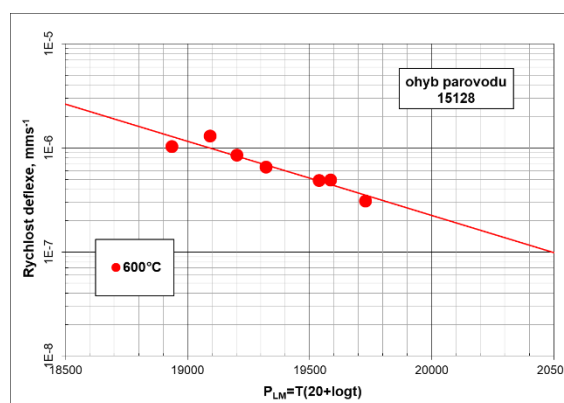
$$P_{LM} = T \cdot [C_{LM} + \log(t)] \quad (7),$$

kde T znamená teplotu v Kelvinech, t je doba do lomu v hodinách. C je Larson-Millerova konstanta, v daném případě implicitně zvolena ve výši $C=20$.

Tato parametrizace teploty a doby do lomu umožňuje dostat na jednu osu vliv obou těchto proměnných a provádět tak přímé srovnání creepových zkoušek prováděných při různých teplotách. Ve sledovaném případě byly výsledky SPCT zkoušek zpracovány podobně, konkrétně pak byly sestaveny závislosti zatížení vers. Larson-Millerův parametr (obrázek 8) a také minimální rychlost deflexe vers. L-M parametr (obrázek 9). Jak ukazují obrázky, i v tomto případě popis experimentálních výsledků odpovídá očekáváním.



Obr. 8 Závislost zatížení na L-M parametru



Obr. 9 Závislost minimální rychlosti deflexe na L-M parametru

6 Aplikace získaných výsledků pro odhad zbytkové životnosti

Nejjednodušší postup odhadu životnosti spočívá v použití standardizované střední hodnoty meze pevnosti při tečení pro ocel 15128.5 při teplotě 500 °C a době do lomu 250 000 hodin ve výši 145 MPa (z dat uvedených v ČSN 41 5128). V případě nejvíce namáhaného ohybu parovodu činí napětí s uvažováním relaxace 142.1 MPa, čemuž odpovídá životnost zcela bez použití bezpečnostního koeficientu na úrovni 280 600 hodin, což je velice blízko dosaženému času provozu. Při uvažování obvyklého bezpečnostního koeficientu ve výši 1.25 pak pro dané místo a přepočtené napětí ve stěně trubky (177.6 MPa) vychází střední doba do lomu z dat uvedených v ČSN na pouhých 82 600 hodin!

Výše uvedenému tangenciálnímu napětí včetně koeficientu bezpečnosti ($k=1.25$) 177.6 MPa odpovídá této hodnotě při použití převodního koeficientu $\Psi = 2.1$ zatížení u SPCT zkoušek ve výši asi 373 N. Koeficient $\Psi = 2.1$ byl v naší laboratoři stanoven srovnáním výsledků konvenčních creepových a SPCT zkoušek a platí pro skupinu nízkolegovaných Cr-Mo-V ocelí. Při platnosti Larson-Millerovy rovnice i pro výsledky SPCT zkoušek lze provést přepočet výsledků získaných na teplotě 600 °C na teplotu pracovní, tedy 490 °C, resp. 500 °C. Výsledky tohoto přepočtu jsou uvedeny v tabulce 5. V tabulce 6 jsou pak výsledky výpočtu doby do lomu založené na Larson-Millerově rovnici pro rychlost deflexe.

Tab. 5 Odhad doby do lomu pomocí Larson-Millerovy rovnice pro zatížení

Zatížení (N)	Doba do lomu (h) při teplotě		
	600 °C	500 °C	490 °C
373	221	219 500	484 700

Tab. 6 Odhad doby do lomu pomocí Larson-Millerovy rovnice pro rychlost deflexe

Rychlost deflexe (mm·s ⁻¹)	Doba do lomu (h) při teplotě		
	600 °C	500 °C	490 °C
4.9·10 ⁻⁰⁷	232	184 100	394 700

Pozorované rozdíly u obou hodnocení jsou dány velkým extrapolacním poměrem (rozdíl v pracovní a zkušební teplotě 110 °C), kdy se i z malých rozdílů v naměřených hodnotách stanou velké rozdíly v hodnotách extrapolovaných.

7 Závěr

Komplexní analýza aktuálních materiálových vlastností ohybu parovodu provozovaného po dobu více než 270 000 hodin při pracovní teplotě přehřáté páry 490 až 500 °C a pracovním přetlaku asi 8 MPa nepotvrdila významnější creepové poškození ani degradaci pevnostních charakteristik. Tento závěr byl potvrzen také výsledky zkoušek SPCT, podle kterých vychází zbytková životnost tohoto uzlu parovodu při teplotě 500 °C ještě okolo 200 000 hodin. Na takto dlouhou zbytkovou životnost mohou mít vliv dva faktory, jednak relativně nízká provozní teplota, a tedy i pomalá kinetika strukturních změn, jednak dosahuje ocel tak vysoké meze kluzu i pevnosti, že odpovídá jakostnímu stupni 15 128.9, tedy materiálu, který byl zrychleně ochlazen a popuštěn a který dosahuje asi o 30 % vyšší mez pevnosti při tečení než deklarovaný stav 15 128.9. Vyšší pevnostní úrovní také odpovídá převážně bainitická a pouze velmi málo degradovaná struktura zcela bez výskytu kavit.

Poděkování

Tato práce vznikla v rámci čerpání a užití institucionální podpory na Dlouhodobý a koncepční rozvoj výzkumné organizace v roce 2025, poskytovatel Ministerstvo průmyslu a obchodu České republiky.

Literatura

- [1] MANAHAN, M. P., ARGON, A. S., HARLING, O. K. The Development of a Miniaturized Disc Bend Test for Determination of Post Irradiation Mechanical Properties. *Journal of Nuclear Materials*, 1981, 103&104, 1545-1550
- [2] ALTSTADT, E. GE, H. E., KUKSENKO, V., SERRANO, M., HOUSKA, M., LASAN, M., BRUCHHAUSEN, M., LAPETITE, J.-M., DAI, Y. Critical evaluation of the small punch test as a screening procedure for Mechanical properties. *Journal of Nuclear Materials*, 2016, 472, 186-195
- [3] CONTRERAS, M. A., RODRÍGUEZ, C., BELZUNCE, F. J., BETEGÓN, C. Use of the small punch test to determine the ductile-to-brittle transition temperature of structural steels. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 2008, 31, 727-737
- [4] JONES, A.J., BACHE, M.R. Considerations for the accreditation of small punch creep testing. In: *6th International Small Sample Test Techniques Conference*, 2018, Swansea, 26
- [5] CEN Workshop Agreement CWA 15627 „Small Punch Test Method for Metallic Materials“, December 2007
- [6] BICEGO, V., LUCON, E., CRUDELI, R. Integrated Technologies for Life Assessment of Primary Power Plant Components. In *Int. Symp. on Materials Ageing and Component Life Extension*, Eds. Bicego, Nitta and Viswanathan, EMAS, 1995, Vol. I, 295-305
- [7] MONKMAN F. C.-GRANT N. J. An empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep-rupture tests. *Proceedings ASTM*. 1956, 56, 593-615

- [8] ČSN 41 5128. *Ocel 15 128 Cr-Mo-V*. Úřad pro normalizaci a měření. 1984
- [9] ČSN EN ISO 18265 (420379) *Kovové materiály - Převod hodnot tvrdosti*. Praha: Český normalizační institut, 2004
- [10] VGB TW 507. *Microstructure Rating Charts for Evaluating the Microstructure and Creep Damage of High-Temperature Steels for High-Pressure Piping and Boiler Components*, 2nd Edition, VGB Powertech, 2005
- [11] NEEDHAM, N. G., CANE, B. J. Creep strain and rupture predictions by cavitation assessment in 21/4Cr1Mo steel weldments. In: *Proc. Conf Advances Life Prediction Methods*, ASME No 65, Albany, N.Y., 1983
- [12] KUDRMAN, J., PODHORNÁ, B., ČMAKAL, J. Vztahy mezi strukturou a mechanickými vlastnostmi žárupevných ocelí. *20. dny tepelného zpracování*, Asociace pro tepelné zpracování, Ecosond, Praha 2004, s. 103-108
- [13] AUERKARI, P., BORGGREEN, K. SALONEN, J. *Reference micrographs for evaluation of creep damage in replica inspections*. NORDTEST NT Technical Report 170. 1992, 41 s. (dostupné na NORDTEST, Finland)
- [14] AUERKARI, P., SALONEN, J. BORGGREEN, K. *NT TR 302: Guidelines for evaluating in-service creep damage*. Espoo: VTT Manufacturing Technology. August 1995. 14 s. (dostupné na NORDTEST, Finland)
- [15] NEUBAUER. B. *Proceedings 2nd Int. Conf. on Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures*. Pineridge Press. Swansea. 1984. s. 1217–1268

DEGRADACE JAKO SOUČÁST STRUKTURNÍCH PROCESŮ ZA VYSOKÝCH TEPLOT

prof. Ing. Jaroslav Purmenský, DrSc
CPIT - VŠB – Technická univerzita Ostrava,

Abstrakt:

Degradace struktury oceli při creepu. Vliv napětí a teploty na změny ve struktuře během dlouhodobého provozu. Hrubnutí a transformace částic disperzní fáze. Stabilita dislokací při tečení.

Abstract:

Structure degradation at creep service of steel. Stress and temperature effect on structural changes in the course of long term service. Coarsening and transformation of secondary particles in the structure. Level and dislocation stability during the creep.

1. Vysokoteplotní tečení (creep) a lom při tečení

Vysokoteplotní tečení je proces degradace materiálu, který probíhá za teplot

$$T_T > 0.4T_m \quad (1)$$

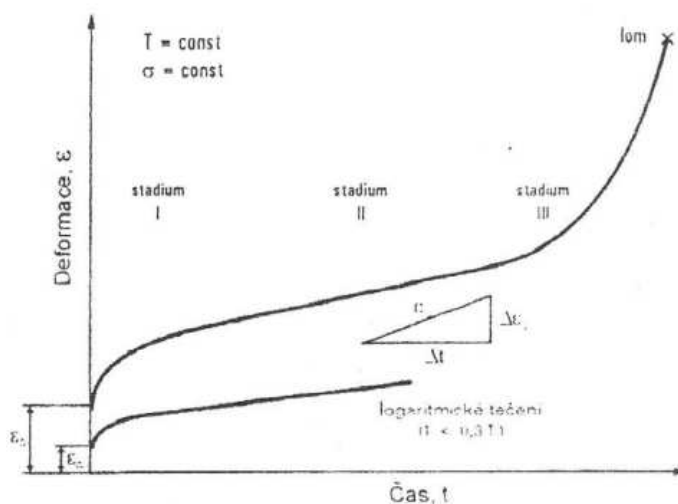
Kde T_Tteplota při které je tečení hlavním mechanismem degradace

T_mteplota tání kovu (slitiny) [K]

Tečení je charakterizováno přírůstkem trvalé deformace za konstantního napětí a konstantní teploty. Jeho význam se technicky uplatňuje v zařízeních tepelné energetiky (parní kotle, parní a spalovací turbíny), zařízení těžké chemie, raketové techniky atd.

K hodnocení creepového procesu se používá záznam změny trvalé deformace s časem za konstantního napětí a při konstantní teplotě. Jeho charakteristický průběh znázorňuje tzv. křivka tečení uvedená na obr 1, zároveň s časovým průběhem deformace pod teplotou $0.3 T_m$.

Obr. 1 – Charakteristická křivka tečení za vysokých teplot $T > 0,4 T_m$ a její srovnání pro chování materiálu pod $0,3 T_m$.



Křivka tečení obsahuje tři výrazná stadia. Jedná se o primární tečení, sekundární oblast ustáleného tečení a terciární oblast vedoucí k lomu. K vyjádření rychlosti deformace je možno použít vztahu:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} \sim t^m \quad (2)$$

Primární tečení, které je z technického hlediska málo významné je charakterizováno hodnotou exponentu $m < 1$. V tomto stadiu dochází k převládnutí efektu deformačního zpevnění nad odpevněním daným tepelnou aktivací. Ve druhém stadiu křivky tečení zvaném sekundární creep, dochází k nastavení dynamické rovnováhy mezi procesy zpevnění a tepelně aktivovanými procesy odpevnění s koeficientem $m = 1$. Rychlost tečení je dána jak nekonzervativním pohybem (šplhem) hranových stupňů šroubových dislokací, vlečením atmosfér přísadových atomů dislokacemi, obcházení překážek jak šplhem, nebo v případě vyšších napětí skluzem, resp. příčným skluzem, tak pohybem dislokací podél hranic zrn. Terciární tečení při koeficientu $m > 1$ je dáno vznikem lokálních poruch soudržnosti formou koalescence kavit resp. dutin a šířením trhlin zejména po hranicích zrna a jejich spojování. Tyto procesy vedou k urychlenému porušení nosného průřezu interkrystalickým lomem. Z celého průběhu křivky tečení má z praktického hlediska význam chování ocelí a slitin v oblasti sekundárního creepu, ve kterém je životnost zařízení dimenzována, a to ještě před nástupem terciární větve vedoucí k lomu. [1;10]

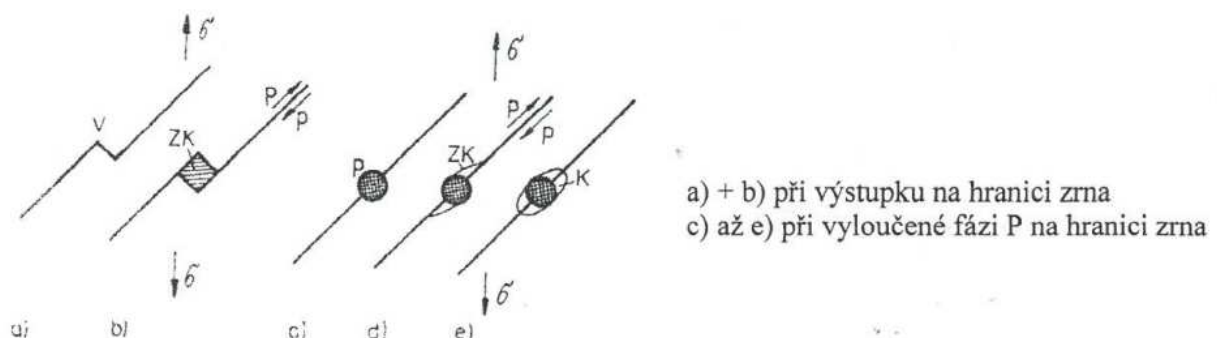
2. Mechanismy a lom při tečení

Vznik trvalé deformace při sekundárním tečení je dán příspěvkem dislokačního tečení, usměrněné difuze uvnitř zrn, migrace vakancí na hranice zrn a konečně nukleací, růstem a koalescencí mezikrystalových dutin.

Dislokační tečení je dáno skluzovým pohybem dislokací za současného dynamického zotavování šplhem k překonání překážek ve skluzových rovinách, případně k jejich anihilaci.

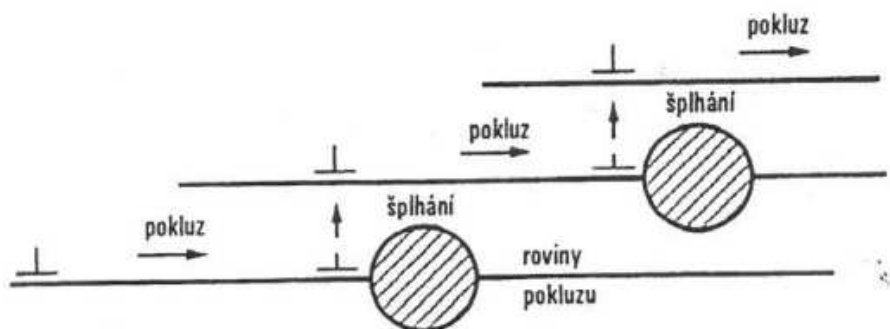
Difuzní tečení je podle modelů Herring-Nabarro, nebo Coble dáno intenzivní difuzí vakancí a recipročně vlastních atomů i interstic podle směru hlavního creepového namáhání. Přesunem hmoty dochází k tvorbě kavit a dutin se současnými pokluzy na hranicích zrn.

Reálné skluzy celých zrn představují velmi významný deformační mechanismus vedoucí až k porušení tělesa. Na obr 2 je znázorněn vznik kavity na hranici zrna vlivem výstupku, nebo vyloučeného precipitátu

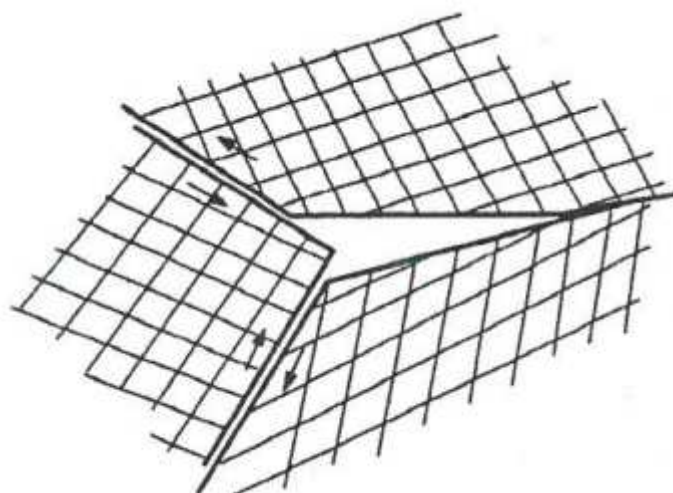


Obr. 2 – Nukleace a vznik zárodků kavity, při prokluzech na hranicích zrn

Na obr 3 je znázorněno šplhání dislokací pro překonání blokující částice, obr 4 ukazuje model vzniku trhliny při styku tří zrn.



Obr. 3 – Schéma šplhání dislokací během deformace za zvýšené teploty



Obr. 4 – Model vzniku trhliny v rozích dotyku tří zrn

Růst kavit a jejich vzájemné propojování vede ke vzniku plochých dutin, které se mohou šířit podél nejvíce zkavitizovaných hranic zrn. Konečné porušení tělesa je potom důsledkem šíření magistralní trhliny přes nosný průřez. Lomový stav při tečení předpokládá, že k šíření magistralní trhliny dochází při dosažení cca 10% plochy zkavitizovaných hranic zrn k celkové ploše hranic zrn v objemu materiálu.

Ke creepovému lomu dochází za nízkých napětí a vyšších teplot tzv. kavitačním interkrystalickým porušením (reálná situace u zařízení tepelné energetiky). Za vyšších napětí, resp. při nižších teplotách může docházet k porušení, kdy vzniklá klínovitá trhlina, ta se může dále šířit transkrystalicky. Poměr plochy zkavitizovaných hranic zrn k celkové ploše hranic zrn dosahuje v tomto případě asi 1%, [11].

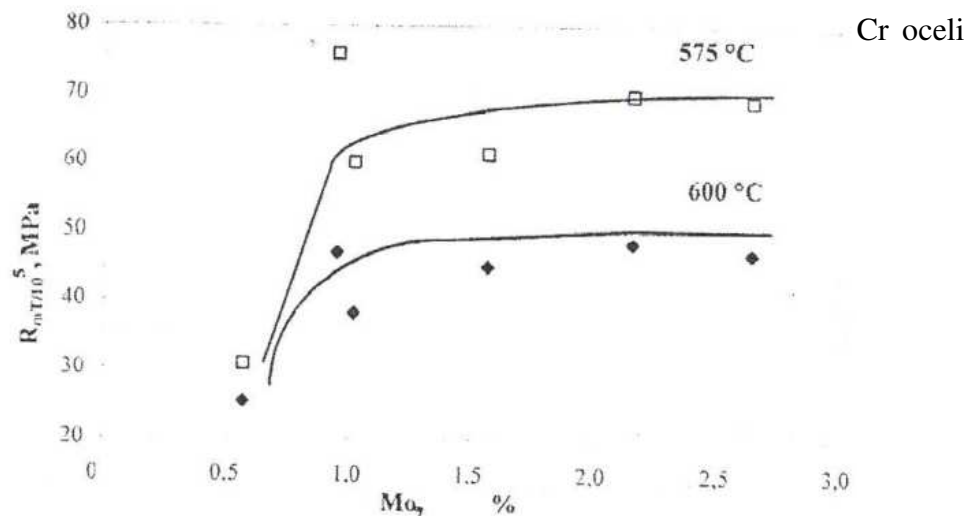
3. Vliv chemického složení a struktury na žárupevnost

Rychlost tečení a tím i žárupevnost reálných materiálů je úzce spjata se schopností dané soustavy úspěšně blokovat pohyb dislokací v krystalové mřížce i za vysokých teplot. Proto byla při vývoji žárupevných ocelí a slitin věnována pozornost vytváření účinných překážek pro pohyb dislokací, ať už se jedná o konzervativní pohyb (skluz), nebo nekonzervativní pohyb (šplhání). V souladu s poznatky o příspěvcích zpevnění byla vyvinuta řada oceli pro rozdílné teplotní oblasti použití, [1; 2; 4; 10].

- nízkolegované CrMo a CrMoV oceli, variantně dolegované dalšími prvky (N, Ti, B), teploty expozice do 580°.
- feritické Cr oceli na bázi 9 až 12%Cr, komplexně legované dalšími prvky jako Mo,(W), V, Nb, N, B, s teplotou použití do 620°C, [1; 2; 11].

V obou případech je vysoká odolnost proti tečení daná zejména precipitačním zpevněním feritické matrice vyloučením jemné karbidické resp. karbonitridické disperze nekoherentních precipitátů, žárupevnost dále zvyšuje substituční zpevnění tuhého roztoku. To je vyvoláno rozpuštěním tzv. velkých atomů, jako jsou Mo a W do meze rozpustnosti v tuhém roztoku a vznikem distorze mřížky při obsazení mřížkových poloh. Oba zpevňující mechanismy úspěšně brání dislokačnímu pohybu při vysokoteplotní expozici.

Příklad vlivu rozp
uvádí obr. 5



obr 5 – Vliv obsahu Mo na žárupevnost 9% Cr oceli

Substituční efekt přítomnosti W lze přibližně vyjádřit tzv. molybdenovým ekvivalentem Mo_{eq} :

$$Mo_{eq} = Mo + 0,5 W \quad (3)$$

kde obsady prvků jsou v hm%. [11]

Přitom se uvádí, že optimální obsahy Mo_{eq} jsou v případě nízkolegovaných ocelí do cca 0,5hm%, u feritických Cr oceli do 1hm%. Vyšší obsahy vedou během vysokoteplotní expozice k vyloučení intermetalické fáze Fe_2Mo a rozměrově velkých karbidů typu M_6C , které při dlouhodobé službě odčerpávají příznivý obsah Mo v tuhém roztoku, navíc destabilizují a rozpouštějí částice jemných dispersních fází.

Precipitační zpevnění je u obou skupin žárupevných ocelí garantem jejich vysoké žárupevnosti. Jedná o precipitaci částic o velmi malých rozměrech (10 až 200 nm), které podle druhu legur přítomných v oceli vytvářejí jemně dispersní karbidy, karbonitridy, případně nitridy s vysokou termodynamickou i rozměrovou stabilitou. U nízkolegovaných CrMo ocelí se jedná o fáze typu M_2X a Cr_7C_3 , v případě CrMoV ocelí o fáze V_4C_3 , VCN, Mo_2C .

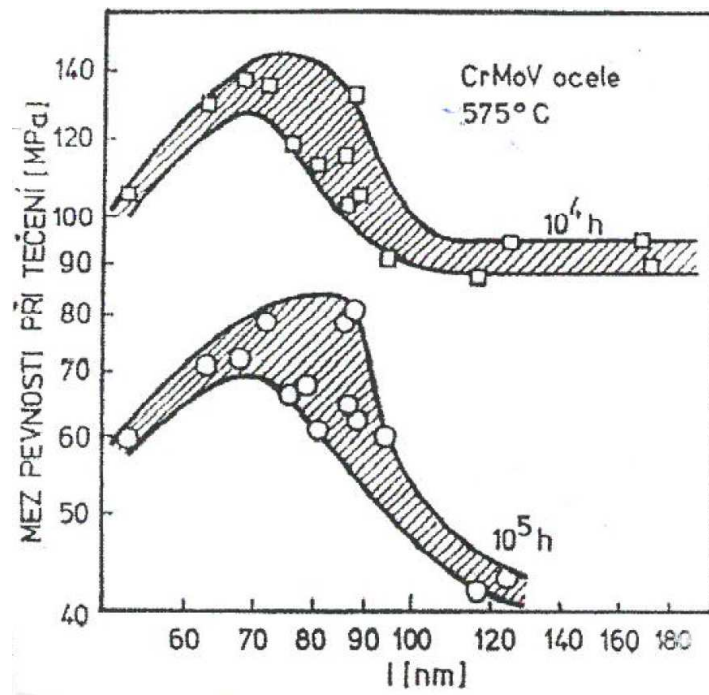
Dominantním karbidem u feritických Cr ocelí je $M_{23}C_6$, podle dalšího legování potom částice V_4C_3 , VN případně NbCN. Při dlouhých dobách expozice se u těchto oceli (P91, P92) mohou

vyskytovat další fáze jako BN, Fe₂B nebo nitrid CrNbN (Z-fáze), zejména při přelegování oceli dusíkem, resp. bórem. Jejich výskyt ve struktuře může negativně ovlivnit původní vysokou žárupevnost. Ke spontánní precipitaci jemných dispersních fází dochází u výše uvedených ocelí při popouštění, jako součásti výchozího tepelného zpracování před vlastní exploatací. Tento poznatek je velmi důležitý i v případě svarových spojů, kde pro zajištění jejich odpovídající žárupevnosti i křehkolomových vlastností je nezbytná aplikace alespoň popouštění.

K orientačnímu stanovení úrovně disperze částic je možno využít údajů jejich vzájemné vzdálenosti – λ – kterou lze vypočíst z údajů střední velikosti - d - a počtu v objemu - n_v - podle vzorce (4), [13]:

$$\lambda_1 = (n_v \cdot d)^{-1/2} = \sqrt{2/3} \cdot d \quad (4)$$

Na obr 6 je uveden vliv vzájemné vzdálenosti částic na mez pevnosti při tečení při 575°C pro CrMoV oceli [11]:



Obr 6 – Vliv vzájemné vzdálenosti částic karbidu vanadu na žárupevnost

4. Degradace precipitačního zpevnění

4.1 Hrubnutí částic karbidické fáze

Příznivý vliv částic karbidické fáze na žárupevnost je jednoznačný, nicméně při teplotách expozice energetických zařízení nad 500°C a časech dosahujících 2,5·10⁵ hodin je jedním z omezujících faktorů relativně snadná difuze.

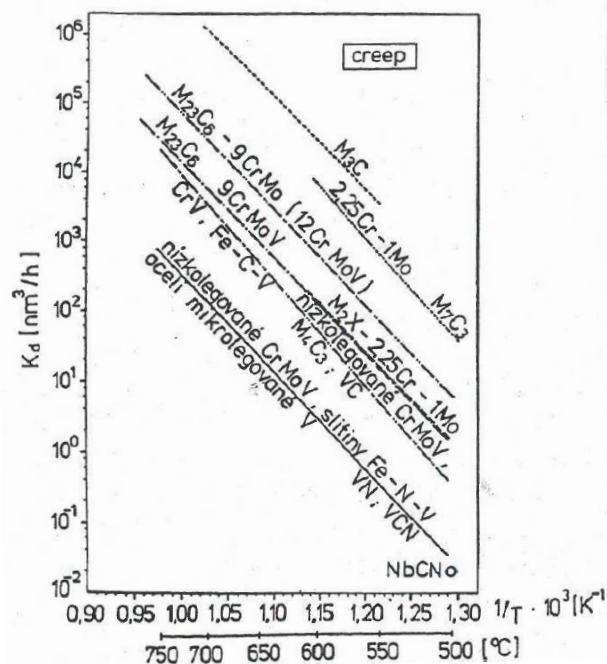
Ta vede k růstu velikosti velkých částic na úkor částic s malým poloměrem. Výsledkem je celkový úbytek precipitačního zpevnění a pokles žárupevnosti. Elektronomikroskopické studium změn ve velikostech a četnosti částic umožnilo pozorování úrovně disperzního

zpevnění i stability jednotlivých částic podle jejich typu a legování vyhodnocení úrovně hrubnutí byla použita Wagner-Lifšicova kinetická rovnice (5); [8; 9],

$$d^3 - d_0^3 = K_d \cdot t \quad (5)$$

Kde d ... střední \varnothing částic po expozici
 d_0 ...výchozí střední \varnothing částic
 K_d ...konstanta rychlosti hrubnutí
 tčas vysokoteplotní expozice

jejíž konstanta K_d umožňuje porovnání odolnosti jednotlivých typů karbidů proti hrubnutí. Na obr 7 je znázorněno vyhodnocení velkého množství údajů teplotní závislosti různých druhů karbidů i rozdílných systémů přičemž dominantní roli zde hraje karbid vanadu, případně karbonitrid VCN.



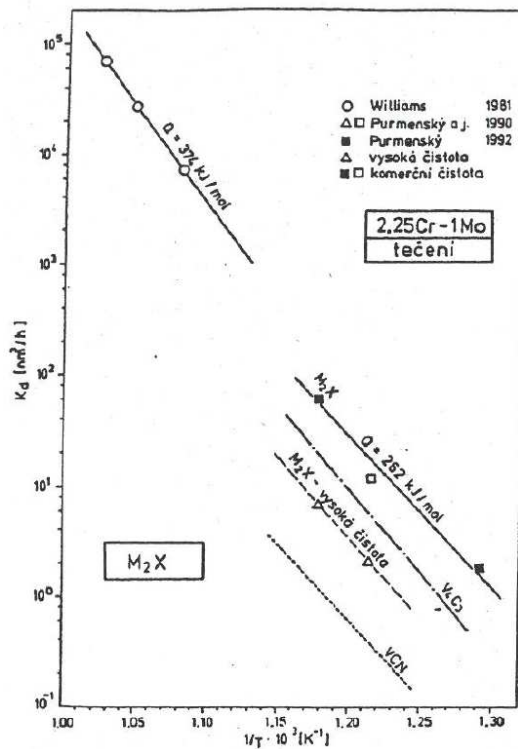
Obr 7 – Srovnání středních hodnot konstant rychlosti hrubnutí různých typů disperzních částic při napěťové expozici

Na obr 8 je provedeno srovnání hrubnutí karbidů Mo_2C v soustavě Cr-Mo a vliv metalurgické čistoty na konstantu K_d . Shrnutí rozměrové stability jednotlivých precipitátů ve sledovaných systémech přivádí obr 9.

S určitou tolerancí je možno zhruba porovnat hrubnutí jednotlivých karbidů, v případě nízkolegovaných Cr-Mo a CrMoV a komplexně legovaných feritických ocelí na bázi 9-12% Cr podle rovnice (5).

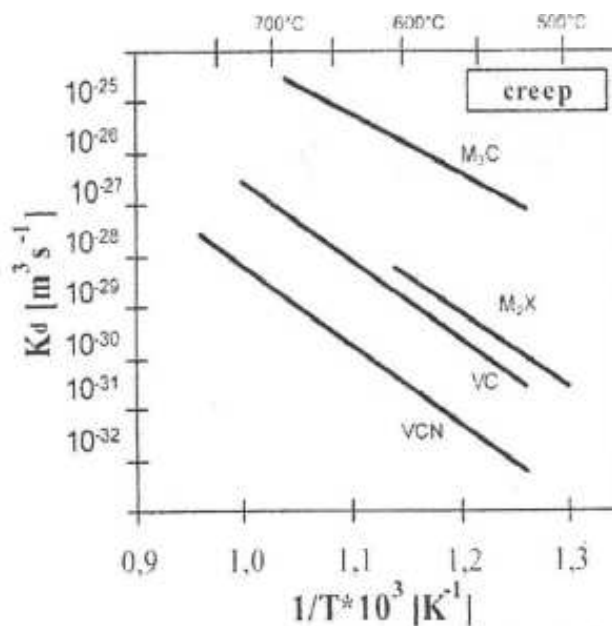
Nízkolegované oceli: $M_7C_3 : Mo_2C : V_4C_3 : VCN = 2200 : 40 : 20 : 1$ (6)

Feritické Cr oceli: $M_{23}C_6 : M_2X : VN = 200 : 40 : 1$ (7)



Obr 8 – Teplotní závislost konstantní rychlostí hrubnutí částic typu M_2X

Ukazuje se, že vlivem difuze při vysokých teplotách expozice dochází k hrubnutí částic precipitátu, které vede ke zmenšení jejich počtu a tím i k degradaci precipitačního zpevnění. Za velmi stabilní jsou u nízkolegovaných ocelí považovány částice VCN a V_4C_3 , ve feritických Cr ocelích je vyšší rychlost hrubnutí vyvažována velkým množstvím částic $M_{23}C_6$ a podporou precipitačního zpevnění vyloučením poměrně stabilních částic M_2X a VN.



Obr 9 – Teplotní závislost konstant rychlosti hrubnutí částic

Austenitické CrNi oceli na bázi 18/10, 21/13 atd., případně další slitiny na bázi γ mřížky představují systémy používané na teplotně nejvíce exponované části elektrárenských bloků. V případě ocelí jsou to zejména stabilizované typy s přísadami Mo, Nb, Ti, V, Co atd. U této skupiny s teplotami použití od 550 do 700°C, (u slitin i výše) je hlavním zdrojem vysoké odolnosti proti tečení jejich schopnost vytvářet parciální dislokace a zejména vrstvené chyby v γ mřížce. Vlivem nízké energie jsou tyto chyby zablokovány proti pohybu mřížkou k realizaci creepové deformace. K jejich odblokování je nezbytná konstrikce některých úseků do podoby úplných dislokací, což vyžaduje potřebu dalšího zvýšení napětí. Vysoké obsahy chromu u těchto ocelí, podobně jako u feritických výše legovaných ocelí (10-12% Cr) zajišťují vedle vysoké žárupevnosti rovněž vysokou odolnost proti oxidaci za vysokých teplot.

4.2 Transformace precipitátu

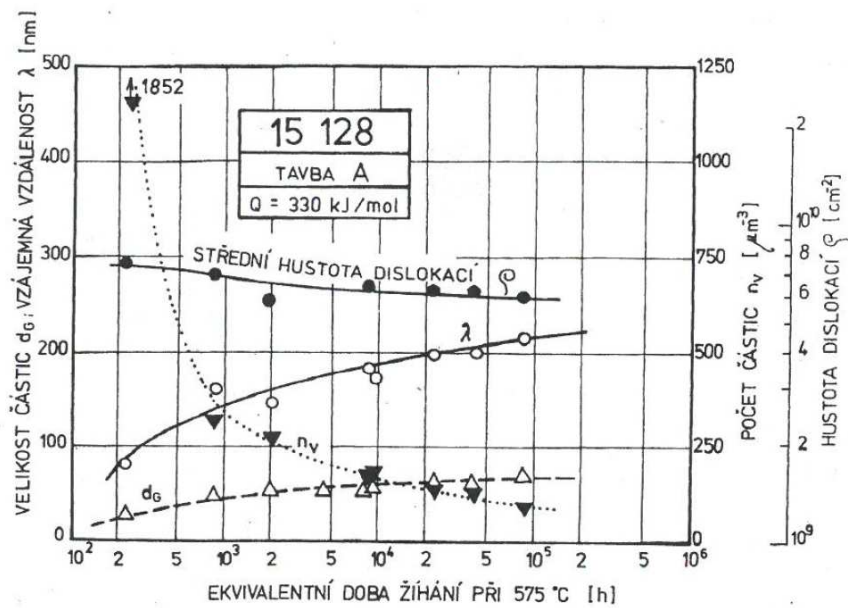
Vlivem vysoké teploty a dlouhých časů expozice dochází u řady ocelí k vyloučení částic některých nechtěných disperzních fází. Vedle potvrzené optimální úrovně – obsahu Mo v nízkolegovaných (0,5%Mo) resp. feritických ocelí na bázi 9%Cr (1.0 až 1.5%Mo) dochází při tzv. přelegování k vyloučení intermetalické fáze Fe_2Mo a rozměrově velkých karbidů typu M_6C , které při dlouhodobé službě odčerpají příznivý obsah Mo v tuhém roztoku, navíc destabilizují a rozpouštějí částice jemných disperzních fází.

Precipitační zpevnění je u obou skupin žárupevných ocelí garantem jejich vysoké žárupevnosti. Jedná se o precipitaci částic o velmi malých rozměrech (10 až 200 nm), které podle druhu legur přítomných v oceli vytvářejí jemně disperzní karbidy, karbonitridy, případně nitridy s vysokou termodynamickou i rozměrovou stabilitou. U nízkolegovaných CrMo ocelí se jedná o fáze typu M_2X a Cr_7C_3 , v případě CrMoV ocelí o fáze V_4C_3 , VCN, Mo_2C .

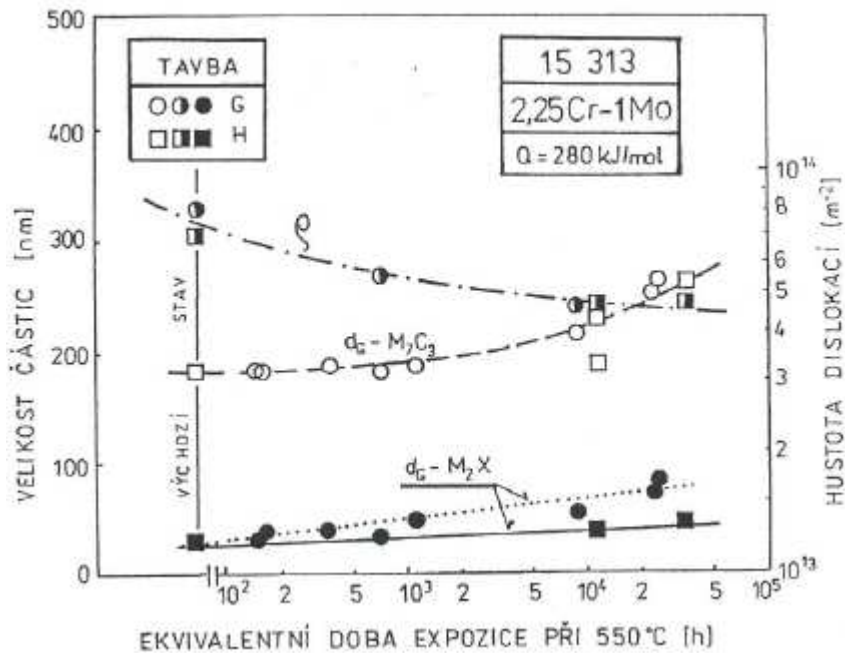
Dominantním karbidem u feritických Cr ocelí je M_{23}C_6 , podle dalšího legování potom částice V_4C_3 , VN případně NbCN. Při dlouhých dobách expozice se u těchto ocelí (P91, P92) mohou vyskytovat další fáze jako BN, Fe_2B nebo nitrid CrNbN (Z-fáze), zejména při přelegování oceli dusíkem, resp. bórem. Jejich výskyt ve struktuře může negativně ovlivnit původní vysokou žárupevnost.

5. Stabilita dislokační struktury při tečení

Dislokační struktura je po optimálním tepelném zpracování ve velmi dobré koexistenci s precipitačním vytvrzením. Studium provedené u dlouhodobě exponovaných testů u systémů CrMo a CrMoV je uvedeno na obr 10 a 11. Vyhodnocení snímků z tenkých folií a jejich srovnání s úrovní disperze, potvrzuje relativně velmi malý pokles dislokační hustoty v celém rozsahu vysokoteplotní expozice. Tento závěr potvrdila i řada dalších autorů [7; 10; 12]. Nicméně je nutné konstatovat, že samotný údaj počtu částic ve struktuře nestačí a bude jej nutno korigovat na množství dislokací. Návrhem je použití poměru - P - (8):



Obr 10 – Závislost mikrostrukturních charakteristik na ekvivalentní době žíhání



Obr 11 – Průběh změn střední velikosti částic M_2X a M_7C_3 a hustoty dislokací s dobou expozice u oceli 2,25Cr-1Mo (15 313)

$$P = \frac{Nv}{\rho} \quad (8)$$

Kde Nv počet dislokací
 ρ střední hustota dislokací

Uvedený poměr fakticky vyjadřuje počet částic, které se zúčastní na blokování jednotkového úseku dislokační čáry (za reálného předpokladu dominantní precipitace částic na dislokacích). Dojde-li vlivem hrubnutí částic k poklesu jejich počtu pod určitou mez, dá se očekávat realizace dílčího zotavení, které vede k dosažení původního poměru Nv/ρ . Z vlastní práce [55] byla stanovena hodnota rovnovážného poměru Nv/ρ pro nízkolegované CrMoV oceli okolo $2 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$. Při vyšší hodnotě kritéria P je možno u disperzně zpevněných soustav pokládat dislokační strukturu za dostatečně stabilní, jeho podkročení může vést k vyšší intenzitě zotavení vedoucí k tvorbě subzrn a zrychlení creepové deformace. Limitní poměr Nv/ρ byl potvrzen vyhodnocením údajů Nv a ρ u svarových kovů CrMoV ocelí [12] ($P = 4,9 \cdot 10^6$ až $2,9 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$) i vlastní prací na systému 2,25Cr-1Mo ($P = 24 \cdot 10^6$ až $2,3 \cdot 10^6 \text{ m}^{-1}$) po creepové expozici. Ve všech případech nebylo pozorováno intenzivní zotavení vedoucí k tvorbě subzrn.

6. Závěr

Předložená práce uvádí vybrané výsledky studia degradačních mechanismů u známých CrMo a CrMoV resp. 9%CrMo žárupevných ocelí za vysokých teplot. Byl potvrzen významný vliv teploty při hrubnutí částic karbidů a karbonitridů V a Mo a nebezpečí jejich transformace při přelegování. Bylo provedeno srovnání rychlosti hrubnutí při pracovních teplotách a zdůrazněn význam vyšších obsahů N v oceli, podobně jako negativní role přítomnosti povrchově aktivních prvků (např. Sn, As, Sb, P aj.) pro snížení creepové odolnosti.

Studium stability dislokační matrice ukázalo velmi malý pokles dislokační hustoty za vysokých teplot. Bylo navrženo kritérium hodnocení její úrovně s respektem precipitačního zpevnění.

Uvedené výsledky a jejich diskuze umožnily kritický pohled na optimální legování stávajících i nově vyvíjených ocelí, případně možných úprav jejich konstituce i tepelného zpracování. Podobně jako směr vývoje úsporných mikrolegovaných ocelí pro nižší teploty expozice.

Použitá literatura

- [1] Hernas, A., Jonšta, Z., Tvrký, M., Čížek, L., Purmanský, J.: Žáropevné oceli a slitiny. ZUSI Žilina 2002
- [2] Hrachovina P.: Nové směry a trendy ve vývoji materiálů pro energetiku. Sborník technické konference TDS Brno-SMS s.r.o., Hrotovice 2010, březen 2010, s. 431.
- [3] Purmanský, J.: Strukturní stabilita CrMo a CrMoV oceli a její vliv na životnost energetických zařízení. Doktorská disertační práce ČSA V Brno, prosinec 1992
- [4] Purmanský, J. – Foldyna, V. – T. Prnka: Stahl u. Eisen 94 (1974), Nr. 23, s. 1155.
- [5] Purmanský, J. – V. Foldyna: Kovové materiály 3, 18 – Bratislava 1980
- [6] Purmanský, J. – Kudělka, V.: Materiály pro energetiku, TESYDO, Brno, 4/2023, ISBN 978-80-87102-35-0
- [7] Purmanský, J. – Foldyna, V. – Million, B. – Vřešťál, J.: : Kovové materiály 2, 18 – Bratislava 1980
- [8] Wagner, C.: Z. Elektrochem., 65, 1961, 581.
- [9] Lifšic, J. M. – Slojzov, V. V.: J. Phys., Chem. Solids, 19, 1961, 35.
- [10] Keh, A. S. – Weissmann, S.: „Electron Mikroskopy and Strength of Crystals“, nakl. Thomas and Washburn, New York 1963, 231.
- [11] Foldyna, V.: Creep nízkolegovaných a modifikovaných chromových ocelí. Doktorská disertační práce, ÚEM ČSAV Brno, 1988.
- [12] Sobotka, J.: Hutnické listy, 1983, č. 10, s.707-712
- [13] Kelly, A. R. B. Nicholson: „Precipitation Hardening“, Progress in Material Science, Vol. 10. Chalmers Pergamon Press 1963

Extrémně odolné dopravníkové řetězy Svařované třením!

pewag hero



Řetězy pro hrnací dopravníky a korečkové elevátory – čas jsou peníze!

- o 30 % vyšší životnost
- snížení nákladů na údržbu, nižší prostoje
- úsporu 1x kompletní výměny ve srovnání s kruhovým profilem

Odolné, třením svařované řetězy hero najdou uplatnění ve všech provozech, kde jsou používány korečkové a hrnací dopravníky. Špičkové řešení pro kritické provozy: elektrárny, teplárny, cementárny, cukrovary, chemičky a podobně náročné provozy.

Sekundární vytvrzování svarových spojů oceli T/P24

prof. Ing. Petr Mohyla, Ph.D.¹, doc. Ing. Jaromír Moravec, Ph.D.,² Ing. Miroslav Lindovský,¹ Ing. Jindřich Kozák, Ph.D.,¹ doc. Ing. Lucie Krejčí, Ph.D.,¹ prof. Ing. Ivo Hlavatý, Ph.D.¹

¹VŠB-TUO, FS, petr.mohyla@vsb.cz; ²TUL, FS, jaromir.moravec@tul.cz

Abstract

This paper deals with secondary hardening of welded joints of steel T/P24 during long term exposure in operating temperature range. Observed hardening is related to secondary precipitation of dispersion particles. Steel T24 was used for membrane water walls (MMW) of ultra super critical boilers (USC). There was an goal to leave out post weld heat treatment in the production of MMW. Presented experimental results shows, that extend of secondary hardening depends on application of PWHT. Not tempered welded joints show an unallowable increase of hardness and decrease of toughness during exposure at working temperature.

Abstrakt

Tento článek se zabývá sekundárním vytvrzováním svarových spojů oceli T/P24 při dlouhodobé expozici při provozních teplotách. Pozorované vytvrzování zřejmě souvisí se sekundární precipitací disperzních částic. Ocel T/P24 byla použita pro membránové stěny (MMW) ultra superkritických kotlů (USC). Při výrobě membránových stěn bylo cílem vynechat tepelné zpracování po svařování (PWHT). Předložené experimentální výsledky ukazují, že rozsah sekundárního vytvrzení závisí na použití PWHT. Tepelně nezpracované svarové spoje vykazují nepřijatelný nárůst tvrdosti a pokles houževnatosti během následné expozice při provozní teplotě.

1. Úvod

Hlavním způsobem, jak zvýšit účinnost tepelné elektrárny je zvýšit teplotu a tlak páry na tzv. nadkritické neboli super-kritické parametry. Tlak přes 260 bar a teplota kolem 600 °C jsou považovány za super-kritické parametry páry, tlak nad 300 bar a teplota nad 600 °C jsou označovány jako ultra-super-kritické (USC) parametry [1].

S vývojem tepelných elektráren musí korespondovat vývoj žárovevých ocelí. Je požadována vyšší mez pevnosti při tečení, vynikající odolnost proti oxidaci a v neposlední řadě odolnost proti korozi za zvýšených teplot. V oblasti nízkolegovaných ocelí je celosvětově nejrozšířenější ocel 10CrMo9-10 (2,25%Cr; 1%Mo) označovaná též jako T22, případně ocel 13CrMo4-4. Tyto oceli nemají dostatečnou pevnost při tečení, pokud by měly být použity jako materiál na membránové stěny kotlů se super-kritickými parametry. Tento fakt vedl v devadesátých letech minulého století k vývoji nových nízkolegovaných ocelí pro membránové stěny, označených jako T23 (7CrWVMoNb9-6) a T24 (7CrMoVTiB7-7). Oceli T23 a T24 vykazují velmi dobré mechanické vlastnosti za zvýšených teplot, vyznačují se rovněž zlepšenou svařitelností [2].

Záměrem tvůrců ocelí T23 resp. T24 bylo vyvinout materiál pro výrobu membránových stěn, který bude mít vysokou creepovou odolnost a zároveň jej bude možno svařovat bez předehřevu a bez tepelného zpracování po svařování [3,4]. Tuzemské zkušenosti se svařováním CrMoV oceli 15128, jejíž matrice je stejně jako u ocelí T23 a T24 zpevněná částicemi MX, však jednoznačně poukazují na nutnost tepelného zpracování svarových spojů po svaření.

Teoretické předpoklady rovněž definují potřebu popouštění svarových spojů ocelí legovaných vanadem, případně titanem a niobem. Podstatou vysoké žárovevnosti u těchto ocelí je disperze jemných částic MX, které se vyznačují vysokou rozměrovou stabilitou v průběhu

dlouhodobé teplotní expozice. Na druhé straně však přítomnost disperze částic MX výrazně snižuje plastické vlastnosti ocelí vlivem tzv. sekundárního vytvrzování [5, 6].

V Západní Evropě se počátkem 21. století budovaly ultra-super-kritické (USC) bloky tepelných elektráren s využitím oceli T24 pro membránové stěny kotlů. Tyto membránové stěny se vyráběly bez předehřevu a bez tepelného zpracování po svaření (PWHT). Výrobu, a především uvedení těchto kotlů do provozu však provázely zásadní problémy. Při náběhu na provozní teploty a tlaky docházelo v počátečních fázích provozu k rozsáhlému praskání v oblasti svarových spojů. Na obrázku 1 je zachycena membránová stěna z oceli T24 po 400 hodinách provozu.

Odborná veřejnost se poté pomalu začala přiklánět k názoru, že svarové spoje oceli T24 přeci jenom bude nutno po svaření popouštět. Jak se později ukázalo, praskání nepopuštěných svarových spojů na membránových stěnách souvisí se sekundárním vytvrzováním oceli T24.



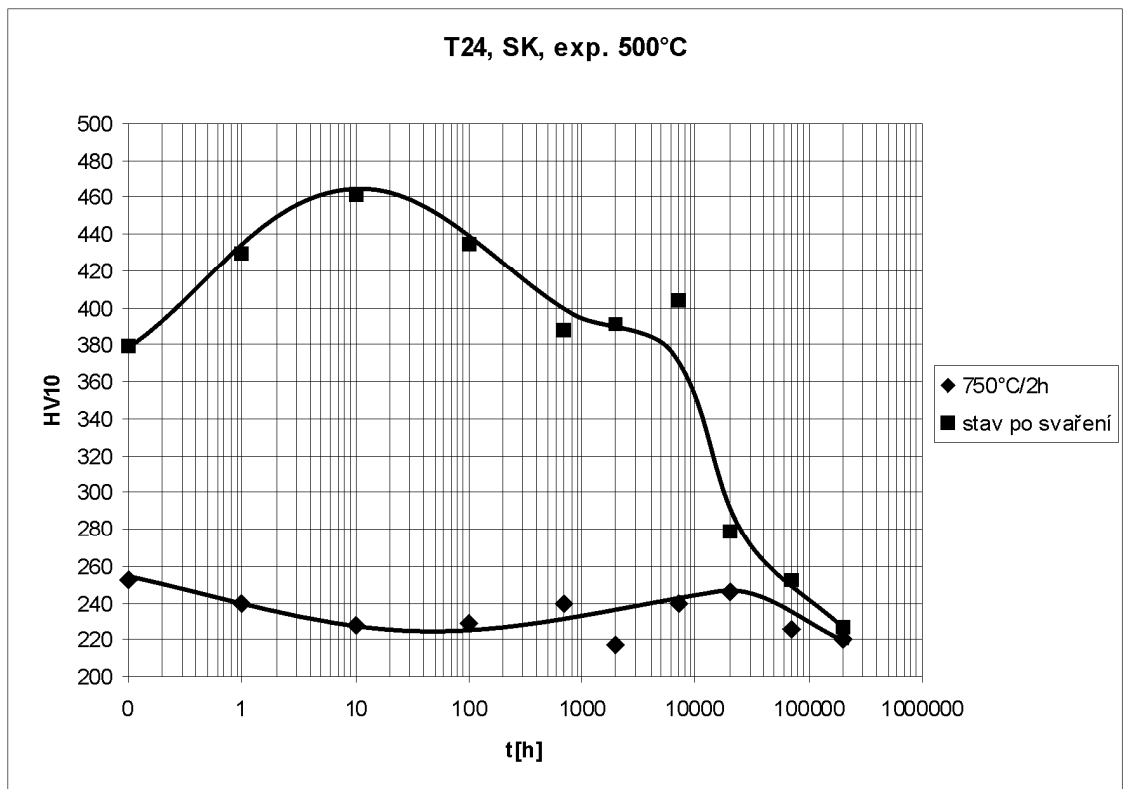
Obr. 1: Havárie membránové stěny z oceli T24 po 400 hodinách provozu.

2. Experiment

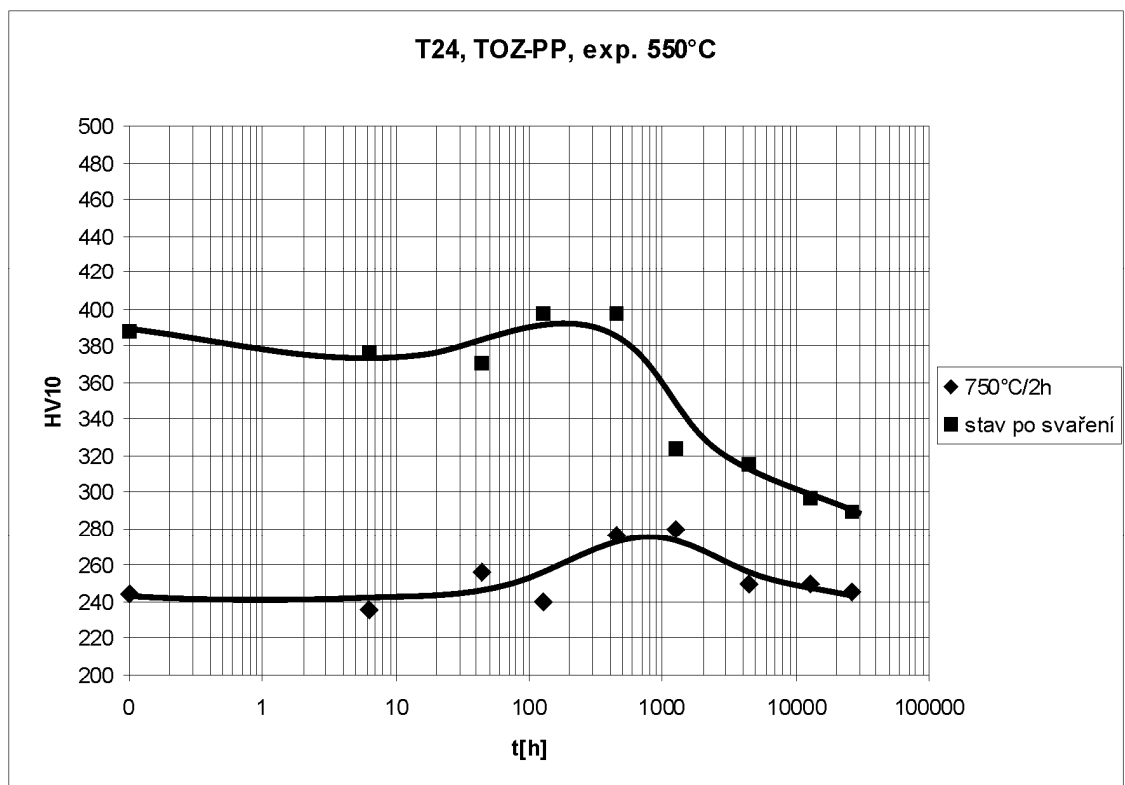
Pro posouzení vlivu sekundárního vytvrzování byl navržen a realizován experimentální program, který spočíval ve zhotovení zkušebních svarových spojů na deskách z oceli T24 o tloušťce 20 mm. Tyto vícevrstvé svarové spoje byly zhotoveny metodou 111, obalenou elektrodou Thyssen Chromo3V. Během svařování byl aplikován předehřev 200 °C, interpass 300 °C a dohřev 250 °C po dobu 2h.

Jedna část zhotovených svarů byla následně popuštěna při teplotě 750 °C po dobu 120 minut, druhá část byla ponechána v nepopuštěném stavu (tzv. stav po svaření). Na obou typech vzorků byl simulován provoz při teplotách 500°C a 550°C a následně bylo provedeno měření tvrdosti v jednotlivých oblastech svarového spoje. Na obrázcích 2 a 3 jsou uvedeny výsledky měření tvrdosti ve formě tzv. křivek vytvrzení. Obrázek 2 srovnává průběhy tvrdosti popuštěného a nepopuštěného svarového kovu v průběhu teplotní expozice při 500°C. Na obrázku 3 je srovnání tvrdostí v pásmu přehřátí tepelně ovlivněné oblasti (TOO), pro teplotu expozice 550°C.

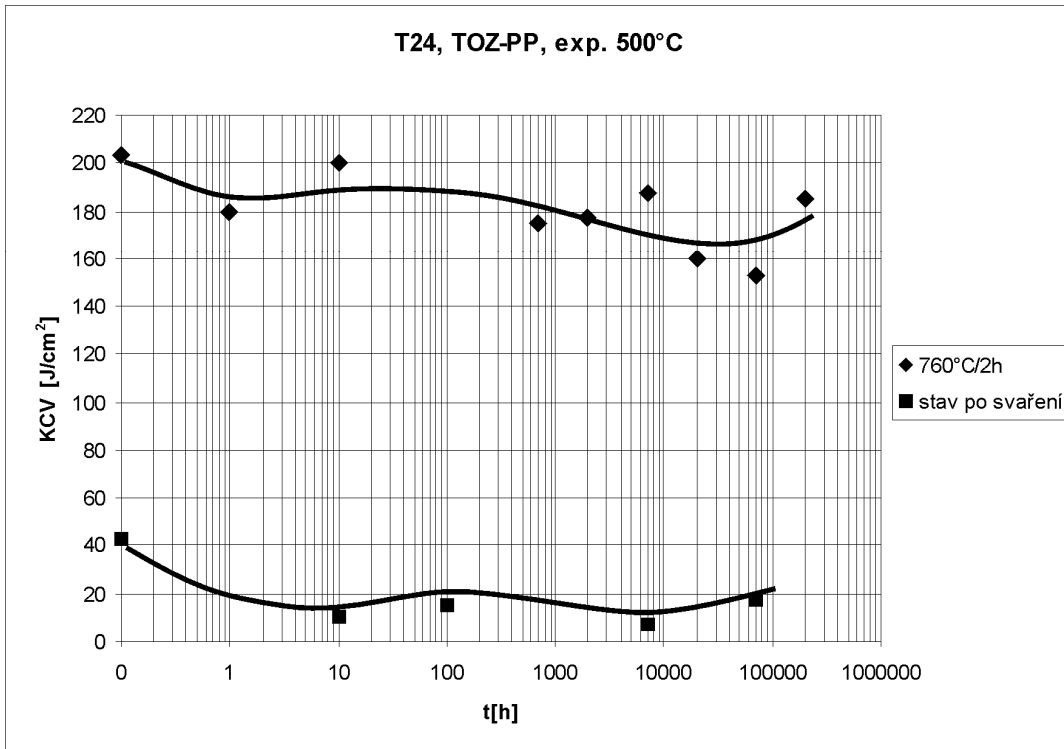
V další fázi byly na vybraných vzorcích změřeny hodnoty nárazové práce KV, resp. vrubové houževnatosti KCV. Vliv procesu popouštění po svařování na hodnoty vrubové houževnatosti tepelně ovlivněné oblasti oceli T24 je patrný z obrázku 4. Z naměřených hodnot jednoznačně vyplývá, že u nepopuštěného svarového spoje dochází k výrazné ztrátě plastických vlastností. Průběh vrubové houževnatosti vykazuje své minimum v oblasti maximálního vytvrzení a v oblasti poklesu tvrdosti má naopak stoupající tendenci, viz obr. 5.



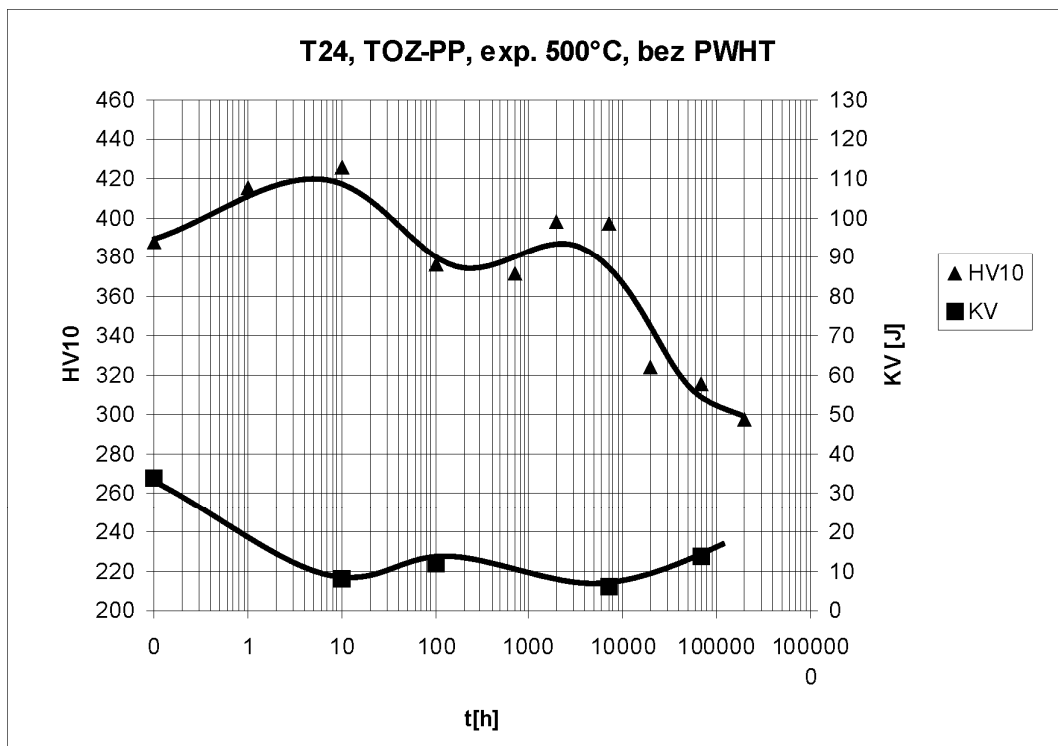
Obr. 2: Srovnání průběhu tvrdosti svarového kovu, provozní teplota 500 °C



Obr. 3: Průběh tvrdosti během teplotní expozice při 550 °C, pásmo přehřátí TOO



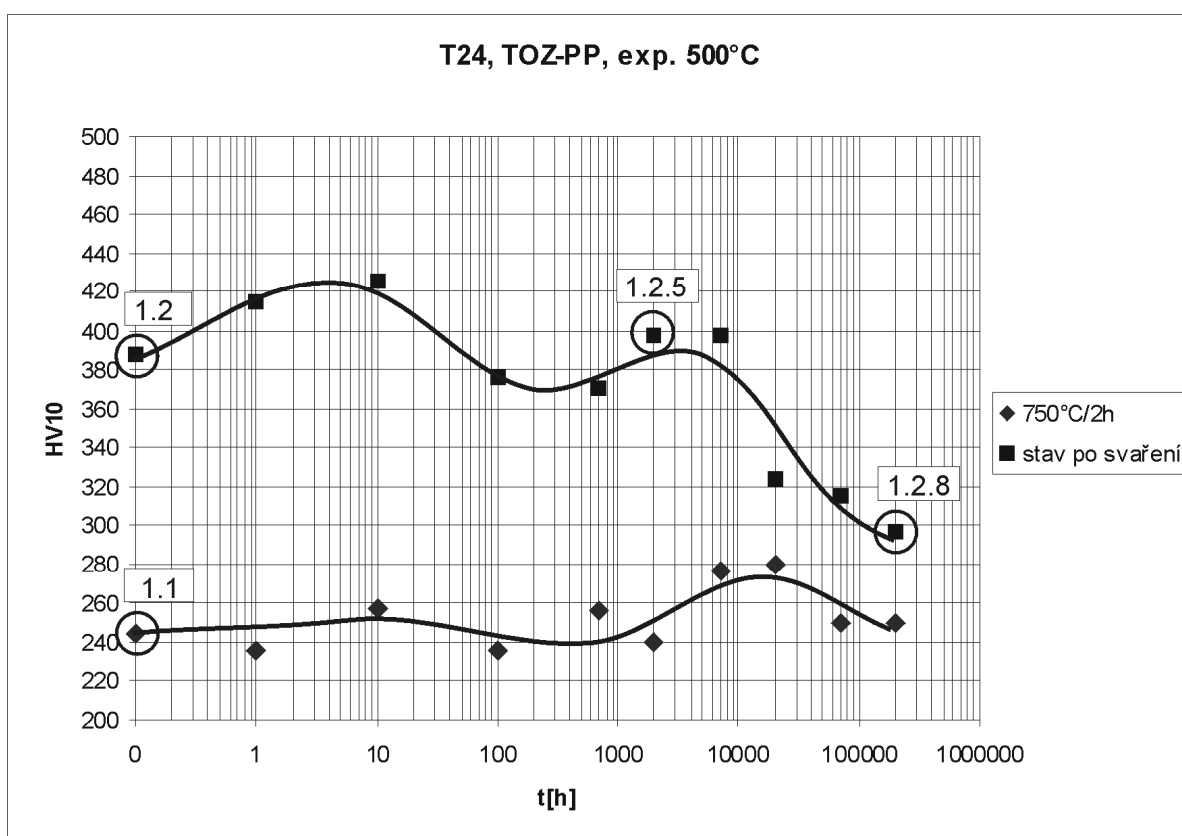
Obr. 4: Průběh vrubové houževnatosti pásma přehřátí TOO při povrozní teplotě 500°C



Obr. 5: Srovnání průběhu hodnot nárazové práce a tvrdosti během dlouhodobé teplotní expozice při 500 °C, nepopuštěné pásmo přehřátí TOO

Kromě měření tvrdosti a vrubové houževnatosti byla provedena mikrostrukturní analýza svarových spojů oceli T24 s využitím transmisního elektronového mikroskopu (TEM). Jejím cílem bylo vysvětlit příčiny pozorovaných změn mechanických vlastností svarových spojů během sledované dlouhodobé teplotní expozice.

Vzorky použité pro mikrostrukturní analýzu jsou znázorněny na obrázku 6. Vzorek označený 1.1. byl po svařování popuštěn při teplotě 750 °C po dobu 2 hodin, bez jakékoliv další teplotní expozice. Vzorek 1.2. byl ve stavu po svaření. Vzorky 1.2.5. a 1.2.8. nebyly po svaření popuštěny, ale byly podrobeny dlouhodobé expozici při zvýšené teplotě. Vzorek 1.2.5, který odpovídá oblasti sekundárního vytvrzení byl exponován při teplotě 550 °C po dobu 127h, což odpovídá době 2000 hodin při teplotě 500 °C, při přepočtu dle Arrheniovy rovnice [6].

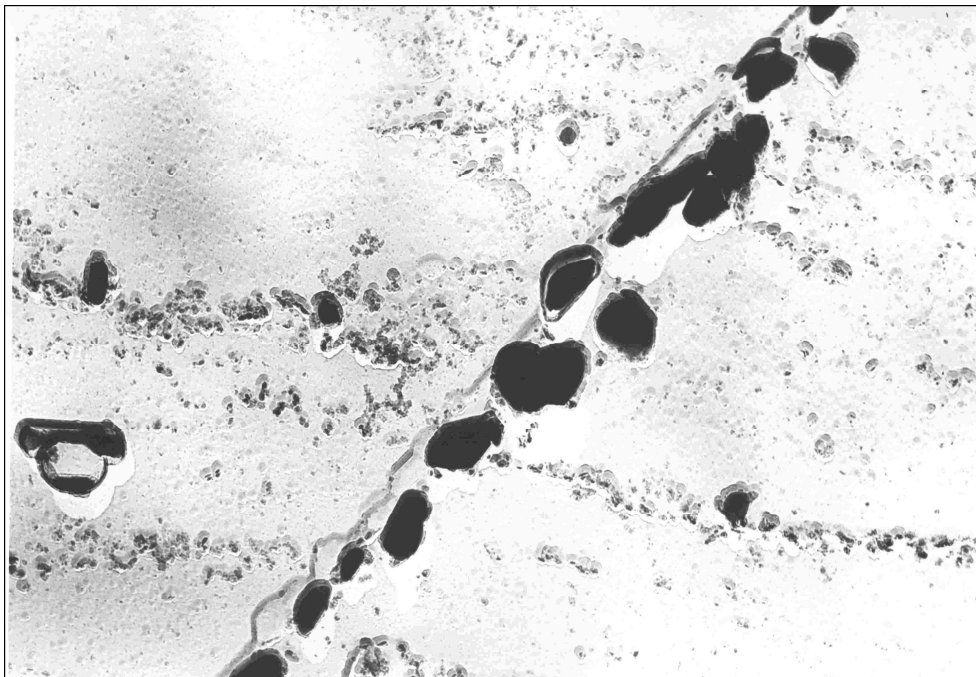


Obr. 6: Vzorky, které byly podrobeny TEM analýze

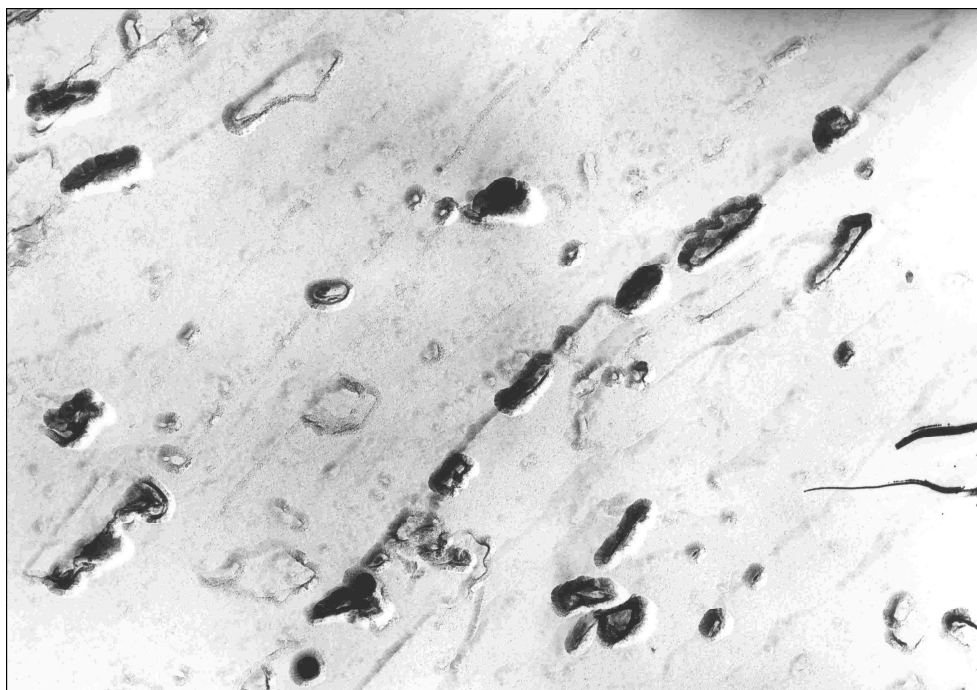
V případě mikrostruktury vzorku 1.1. (ve stavu po svaření a popouštění), znázorněné na obr. 7 je zřejmé, že vlivem popouštění došlo jednak k precipitaci částic na hranicích původních austenitických zrn a také k intenzivní precipitaci uvnitř zrn. Na obrázku je dokumentován nesouvislý film precipitátů podél hranic původního austenitického zrna. Většina precipitátů podél hranic zrn byla tvořena částicemi typu $M_{23}C_6$ a minoritně částicemi typu M_7C_3 . Jemný precipitát uvnitř zrn byl za použití elektronové difrakce identifikován jako částice typu MX, viz obr. 7

V případě mikrostruktury vzorku 1.2 (ve stavu po svaření), viz obrázek 8, byla hustota precipitátů malá. Částice na hranicích původních austenitických zrn vytvářely na uhlíkových extrakčních replikách pouze otisky. Malá hustota precipitátů uvnitř zrn svědčí o tom, že v průběhu svařování došlo v blízkosti hranice ztavení k výraznému rozpuštění částic precipitátů přítomného ve výchozím materiálu. Pozorované částice byly identifikovány jednak jako primární částice typu

TiX a také jako nerozpuštěné částice typu $M_{23}C_6$. Částice MX v mikrostruktuře vzorku 1.2. nebyly vůbec identifikovány.



Obr. 7: Mikrostruktura pásma přehřátí u popuštěného vzorku (1.1.), extrakční uhlíková replika, zvětšeno 20 000x



Obr. 8: Mikrostruktura pásma přehřátí u nepopuštěného vzorku (1.2.), extrakční uhlíková replika, zvětšeno 20 000x

Na obrázku 9 je snímek z extrakční uhlíkové repliky získané ze vzorku 1.2.5. Jednalo se o vzorek bez řádného popouštění po svaření, ale po teplotní expozici 127 h /550 °C. Na snímku lze rozeznat jemné částice MX a hrubé částice $M_{23}C_6$. Ze srovnání z mikrostrukturou vzorku ve stavu po svaření (vzorek 1.2.) vyplývá, že během teplotní expozice při 550 °C došlo k dodatečné precipitaci sekundárních částic.



Obr. 9: Mikrostruktura pásma přehřátí TOO u vzorku 1.2.5., extrakční uhlíková replika, zvětšení 20 000x

3. Diskuse dosažených výsledků

Tvar křivek vytvrze ní ve svarovém kovu a v pásmu přehřátí je podobný. Nejdříve dochází k nárůstu tvrdosti, který lze označit jako tzv. sekundární vytvrzení, a poté následuje pokles tvrdosti. Doba, ve které dochází k maximálnímu vytvrzení, závisí na teplotě expozice, což bylo potvrzeno v dalších studiích [7,8,9].

Z křivek průběhu tvrdosti je patrné, že u svarů, které nebyly po svaření popuštěny, dochází ke značnému vytvrzení v relativně krátkém čase. Při 550°C je maximum tvrdosti pozorováno v čase 450 hodin, což odpovídá době, ve které došlo k havárii výše uvedeného nadkritického bloku. Při delších časech (nad 1000 h) již tvrdost klesá.

Maximum tvrdosti bylo naměřeno ve svarovém kovu, a to 460 HV10. V pásmu přehřátí TOO pak byla naměřena nejvyšší hodnota 420 HV10. Hodnoty tvrdosti nepopuštěných svarových spojů jsou vyšší, než dovoluje norma ČSN EN ISO 15614-1 Stanovení a kvalifikace postupů svařování kovových materiálů – Zkouška postupu svařování [10]. Naměřené hodnoty ukazují na přítomnost sekundárního vytvrzování svarových spojů oceli T24. Mechanismus vytvrzování je v souladu s pracemi [7,8,9] dán procesy dodatečné precipitace disperzních částic MX.

Z křivek průběhu houževnatosti vyplývá markantní rozdíl v úrovni hodnot vrubové houževnatosti u popuštěného a nepopuštěného svarového spoje. Zatímco v popuštěném stavu se vrubová houževnatost v pásmu přehřátí TOO pohybuje v průběhu vysokoteplotní expozice kolem 180 J/cm^2 (při zkušební teplotě $20 \text{ }^\circ\text{C}$), v nepopuštěném stavu jsou hodnoty KCV velmi nízké, kolem 20 J/cm^2 .

Mezi křivkami tvrdosti a houževnatosti lze vyzorovat určitou vzájemnou souvislost. Oblast maxima tvrdosti, tj. oblast sekundárního vytvrzení odpovídá oblastí minima houževnatosti, v souladu s pracemi [7,8,9]. Na základě výše uvedených výsledků lze konstatovat, že s pozorovaným sekundárním vytvrzováním nepopuštěných svarových spojů oceli T24 souvisí pokles vrubové houževnatosti.

Výsledky provedené TEM analýzy vysvětlují příčinu pozorovaného sekundárního vytvrzování svarových spojů oceli T24. Během svařování došlo v pásmu přehřátí TOO k úplnému rozpuštění částic MX a k částečnému rozpuštění částic M_{23}C_6 . Během řádného popouštění po svařování došlo k precipitaci částic MX a k dosažení rovnovážného stavu mikrostruktury. U nepopuštěných svarových spojů došlo během následné provozní expozice při $550 \text{ }^\circ\text{C}$ k sekundární precipitaci částic MX i M_{23}C_6 , což mělo za následek pozorované sekundární vytvrzení a zkrěhnutí v TOO. Příčinou sekundárního vytvrzování je rozpouštění a následná sekundární precipitace disperzních částic.

4. Závěr

U svarových spojů nízkolegovaných žárovevých ocelí zpevněných disperzí částic MX dochází během dlouhodobé teplotní expozice za zvýšených teplot k procesu sekundárního vytvrzování. Tento proces se nejvýrazněji projevuje v oblasti svarových spojů, kde dochází vlivem svařovacího procesu k rozpuštění dispergovaných částic, především v TOO. Pokud svarové spoje nejsou následně popuštěny nebo jsou popuštěny při nevhodných teplotách, není struktura TOO v rovnovážném stavu a během následné teplotní expozice dojde k sekundárnímu vytvrzení vlivem dodatečné precipitace disperzních částic, konkrétně částic MX. Velikost tohoto sekundárního vytvrzení závisí na teplotě popouštění po svařování a době expozice.

Z naměřených výsledků vyplývá, že u nepopuštěných svarových spojů oceli T24 dochází během dlouhodobé expozice při zvýšených teplotách k vytvrzení a k poklesu plastických vlastností. Na základě dosažených výsledků je možno konstatovat, že popouštění svarových spojů oceli T24 má velký význam především z hlediska dosažení dostatečných plastických vlastností. Vynechání popouštění po svařování při výrobě membránových stěn z oceli T24 se jeví jako nebezpečné. Pro dosažení přípustné tvrdosti a dostatečné houževnatosti svarových spojů oceli T24 je možno doporučit teplotu popouštění $750 \text{ }^\circ\text{C}$.

Ocel T24 je za podmínky provedení popouštění vynikající především z hlediska vysokých hodnot žárupevnosti, které jsou nezbytné pro nadkritické parametry (kolem 600°C a 300 bar). Popouštění membránových stěn však představuje technický problém a velké finanční náklady. Při výrobě jednotlivých částí membránových stěn na dílně by se dalo využít běžných žíhacích pecí, avšak lokální tepelné zpracování montážních svarů při sestavování celé membránové stěny je téměř neproveditelné.

Poděkování:

Tato práce vznikla za podpory projektu specifického výzkumu č. SP2025/015 s názvem „Výzkum a vývoj technologií pro strojírenství a řízení výroby“.

POUŽITÁ LITERATURA

- [1] CHEN Q., SCHEFFKNECHT G. Boiler design and materials aspects for advanced steam power plants. In: Proceedings of COST Programme part II: Materials for Advanced Power Engineering 2002, Vol. 21, ISBN: 3-89336-312-2
- [2] ARNDT, J., HAARMANN, K., KOTTMANN, G., VAILLANT, J.C.: The T23/T24 Book. New Grades for Waterwalls and Superheaters Vallourec & Mannesmann Tubes. 1998
- [3] HEUSER, H., JOCHUM, C. Characterization of Matching Filler Metals for New Ferritic/Bainitic Steels like T/P23 and T/P24. In: Proceedings of COST Programme part III: Materials for Advanced Power Engineering 2002, Vol. 21
- [4] TOHYAMA, A., MINAMI, Y. Development of 2Cr-MoW-Ti-B ferritic steel for ultra super critical boilers. In: Proceedings of COST Programme part I: Materials for Advanced Power Engineering 1998, Vol. 5, ISBN: 3-89336-312-2
- [5] VODÁREK, V. fyzikální metalurgie modifikovaných (9-12)% Cr ocelí. VŠB – TUO: Ostrava, 2003, 163 str., ISBN 80-248-0329-1
- [6] MOHYLA, P. Sekundární vytvrzování svarových spojů nízkolegovaných žárovevých ocelí. Vědecká monografie, VŠB – TUO: Ostrava, 2013, 80 str. ISBN: 978-80-89291-51-9
- [7] MOHYLA, P., FOLDYNA, V. Improvement of reliability and creep resistance in advanced low-alloy steels. *Materials Science and Engineering A*, 510-511, 2009, pp. 234-237, ISSN: 0921-5093
- [8] MOHYLA, P., TOMČÍK, P., BENEŠ, L., HLAVATÝ, I. Effect of Post-Welding Heat Treatment on Secondary Hardening of Welded Joints of Cr – Mo – V Steel. *Metal Science and Heat Treatment*, Vol. 53, No: 7-8, 2011, pp. 374-378, ISSN 0026-0673
- [9] MOHYLA, P., KUBOŇ, Z., ČEP, R., JANÁSEK, A., SAMARDZIC, I. Secondary Hardening of Low-Alloyed Creep-Resistant Steel Welds. *Metalurgia-Metallurgy*. 2014, Vol. 53, No 1, pp. 25-28, ISSN 0543-5846
- [10] ČSN EN ISO 15614-1 Stanovení a kvalifikace postupů svařování kovových materiálů – Zkouška postupu svařování – Část 1: Obloukové a plamenové svařování ocelí a obloukové svařování niklu a slitin niklu (05 0313), Český normalizační institut, 2005

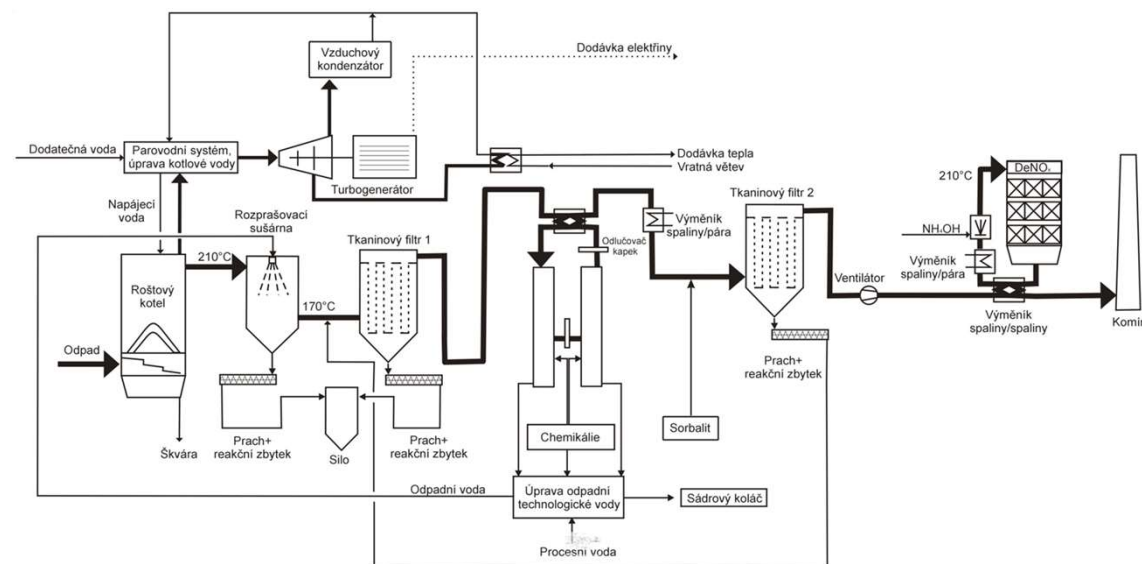
Provoz ZEVO Plzeň – optimalizace provozu

Konference KOTLE 2025

miroslav.krenek@plzenskateplarenska.cz

Základní parametry ZEVO Plzeň

Množství odpadu	120 tis t/rok – 133tis t/rok*
Výhřevnost SKO	7 – 14 GJ/t
Průměrná výhřevnost SKO	9 GJ/t
Parametry kotle	5,1 MPa 425°C
Parní výkon	42 t/h
Výkon turbíny	10,5 MWe
Tepelný výkon HV	22 MWt



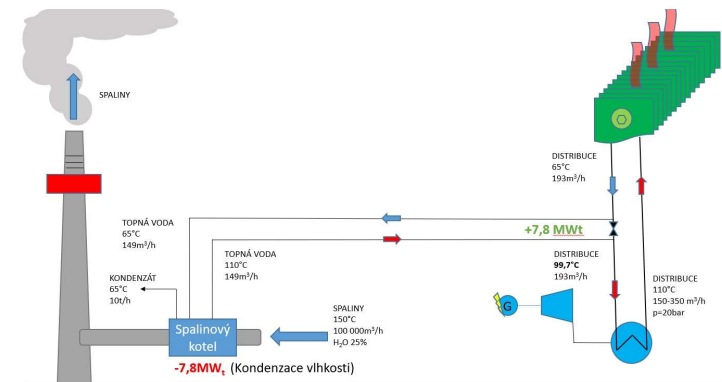
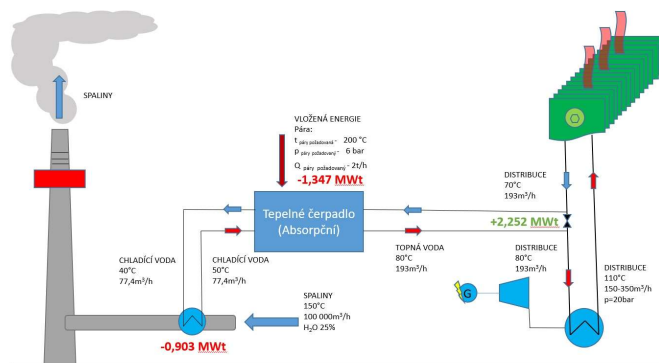
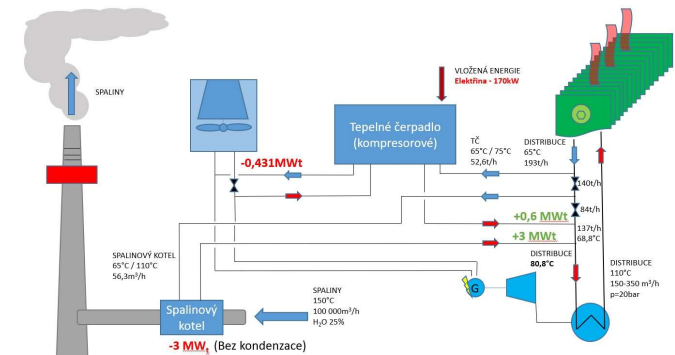
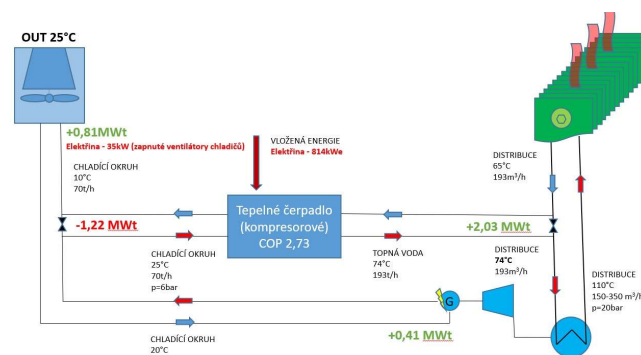
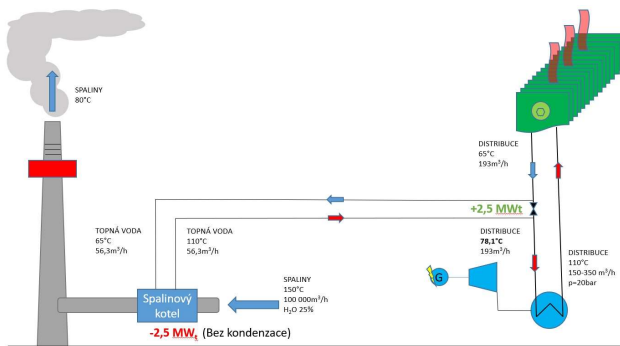
* Bez odstávky

Přehled

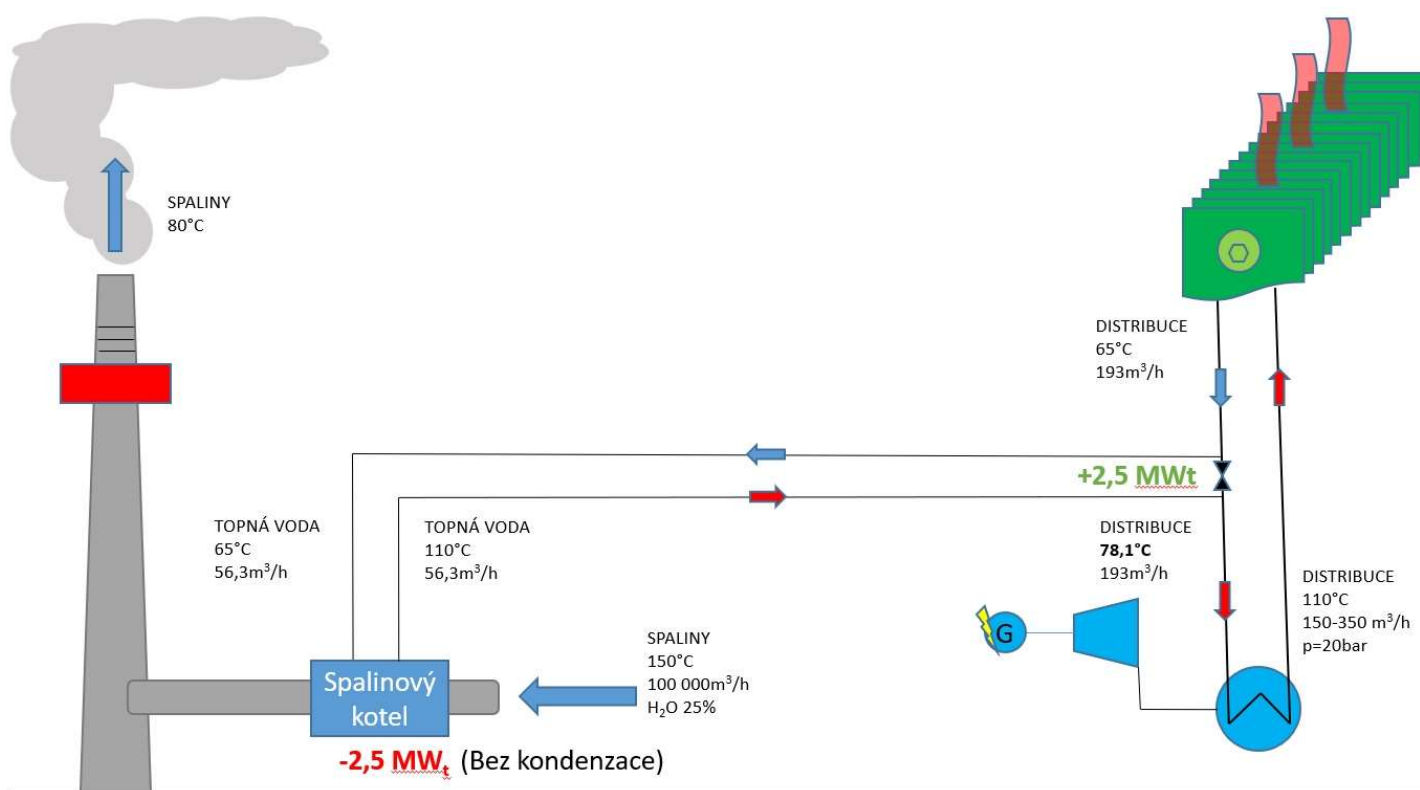


Plzeňská teplárenská	zdroj Doubravecká	zdroj Energetika	zdroj ZEVO Plzeň
Instalovaný el. výkon (MW)	150	113	10,5
Instalovaný tep. výkon (MWt)	434	277	37
Tepelný výkon HV (MWt)	308	195	22

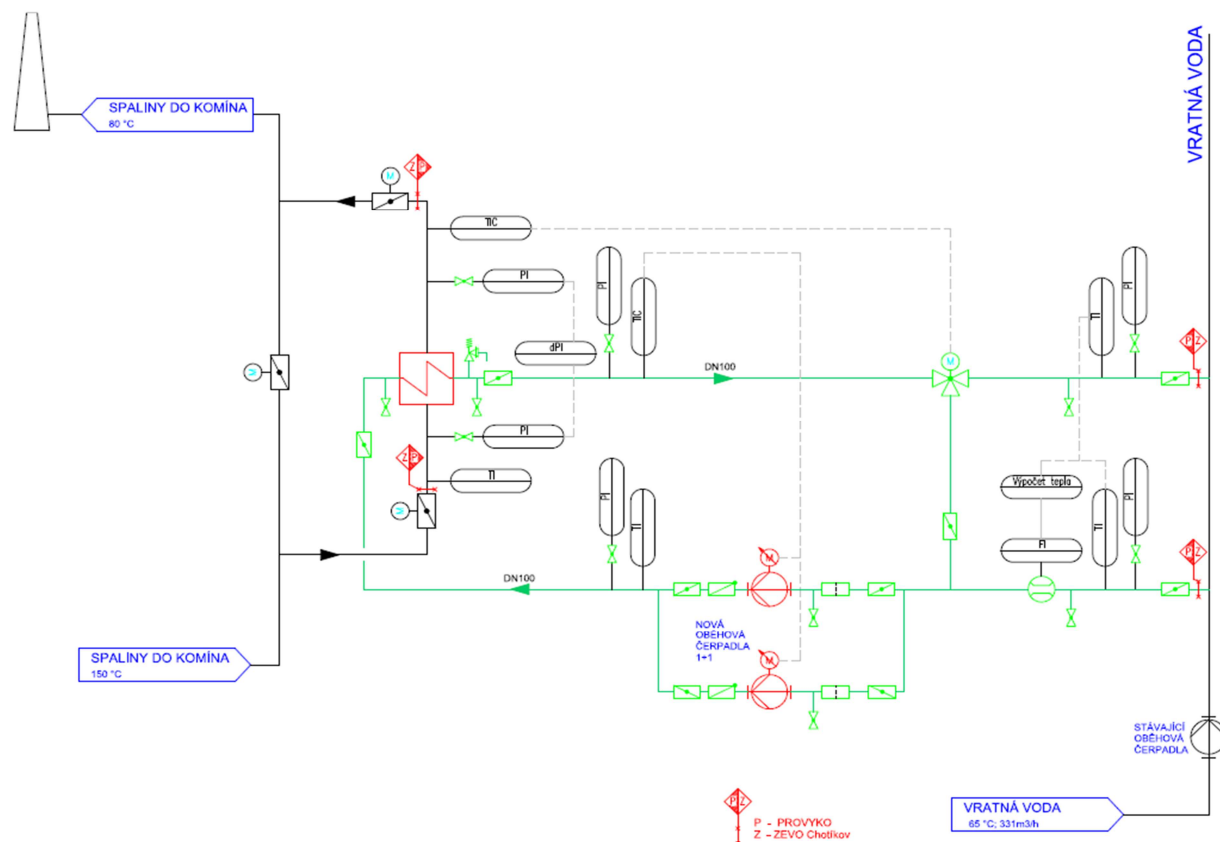
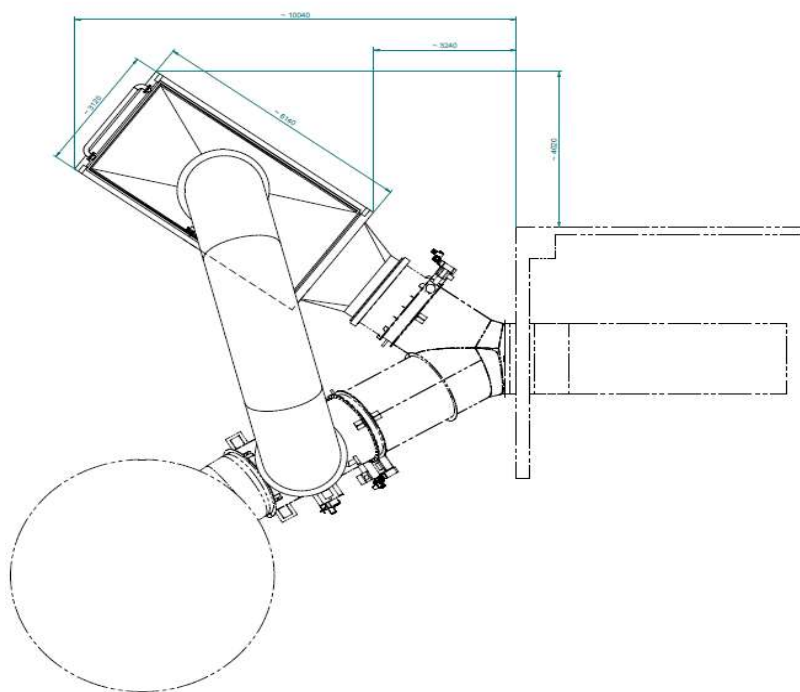
Optimalizace provozu – možnosti



Spalinový výměník



Spalinový výměník



Spalinový výměník

Teplota studené vratné topné vody	65 °C
Teplota ohřáté vratné topné vody	105 °C
Maximální průtok spalin (vlhké)	101 000 m _N ³ /h
Provozní teplota spalin za systémem čištění spalin	150 °C
Provozní teplota spalin za výměníkem – regulovaná	80 °C
Výkon výměníku výpočtový (maximalní)	2.721 kW



Spalinový výměník - provoz

Maximální výkon	2.721kW
Výkon výměníku (garanční měření)	2.100 kW
Provozní výkon výměníku	1.900 – 2100 kW
Návratnost výměníku (při 1.900 kw)	7 let
Dodávka tepla za rok (8000 hod)	54 720GJ



Děkuji za pozornost.

www.plzenskateplarenska.cz

| zelená linka: 800 505 505

| inbox@plzenskateplarenska.cz

SNIŽOVÁNÍ EMISÍ ŠKODLIVIN PŘI SPALOVÁNÍ UHLOVODÍKOVÝCH PALIV, UHLÍKU A VODÍKU SE VZDUCHEM

XXXII. TECHNICKÁ KONFERENCE

Kotle, tepelná a jaderná energetika 2025

24.3.-26.3.2025



Prof. Ing. Stanislav Veselý, CSc.

EKOL, spol. s r. o., Brno, ČR

vesely@ekolbrno.cz



1. ZÁKLADNÍ TEZE

Při spalování uhlovodíkových paliv, uhlíku a vodíku se vzduchem vznikají dva typy emisí a to:

- Emise poškozující zdraví [No_x (NO , N_2O , NO_2) , CO]
- Emise CO_2 způsobující skleníkový efekt

Budou prezentovány tyto okruhy problémů:

- a) Snižování emisí No_x a CO při provozu spalovacích turbín
- b) Snižování emisí CO_2 mísením uhlovodíkových paliv s etanolem



2. SNIŽOVÁNÍ EMISÍ NO_x A CO PŘI PROVOZU SPALOVACÍCH TURBÍN, KDE JAKO PALIVO SLOUŽÍ ZEMNÍ PLYN

Autor se zúčastnil ekologické modernizace těchto spalovacích turbín:

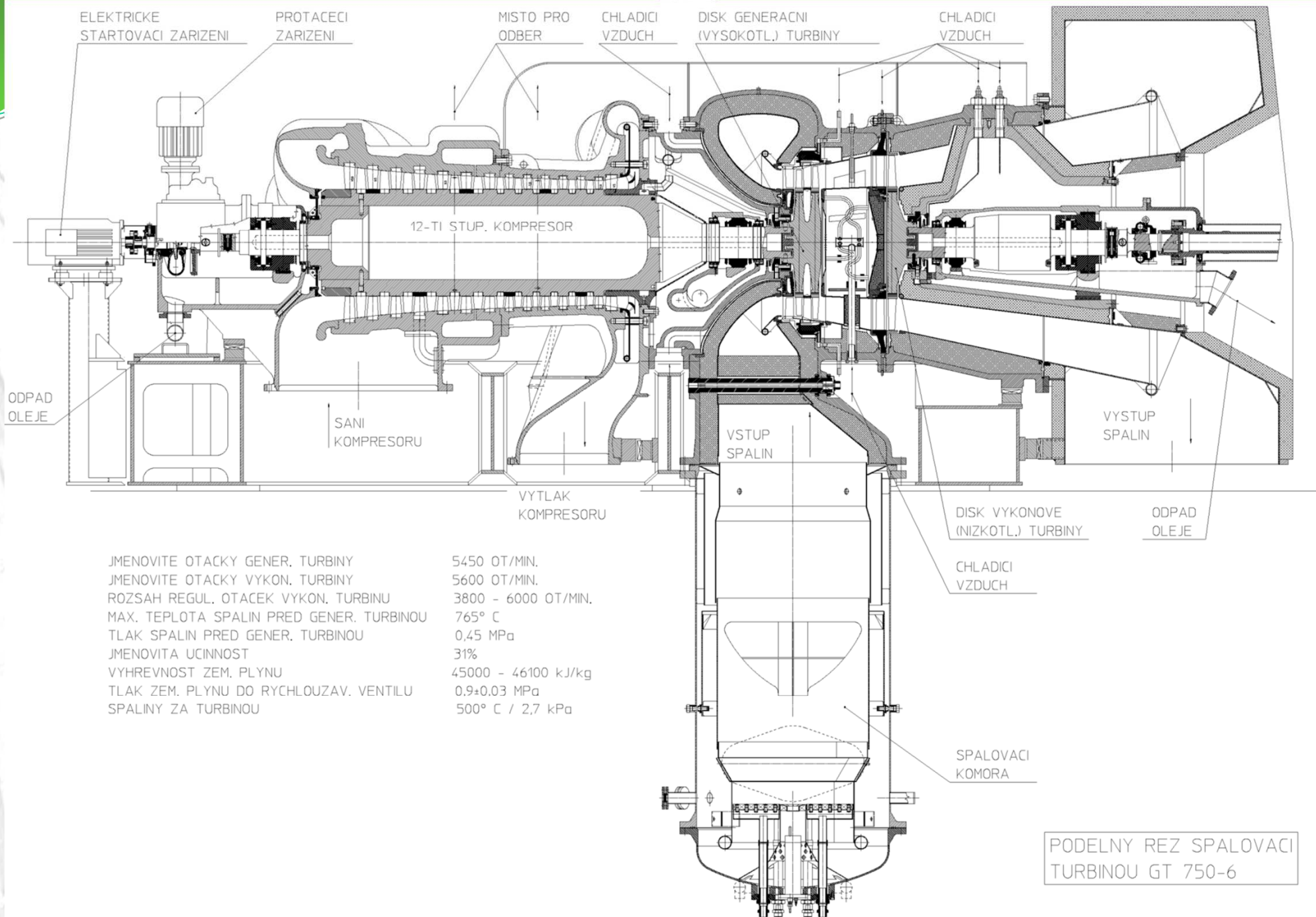
- GT 750-6 výrobce PBS Brno, NZL S.Peterburg
- GTK 10 výrobce NZL S.Peterburg
- FRAME 3 výrobce GE Fairfield
- FRAME 3R výrobce GE Fairfield
- VR 438 výrobce KWU Německo

Bylo provedeno několik konstrukčních koncepcí spalovacích komor pro snížení emisí No_x a CO přičemž nejnižší emise byly změřeny při použití kinetického hořáku s regulací palivového poměru, kde bylo dosaženo:

NO_x max 25 mg Nm⁻³ při 15% O₂

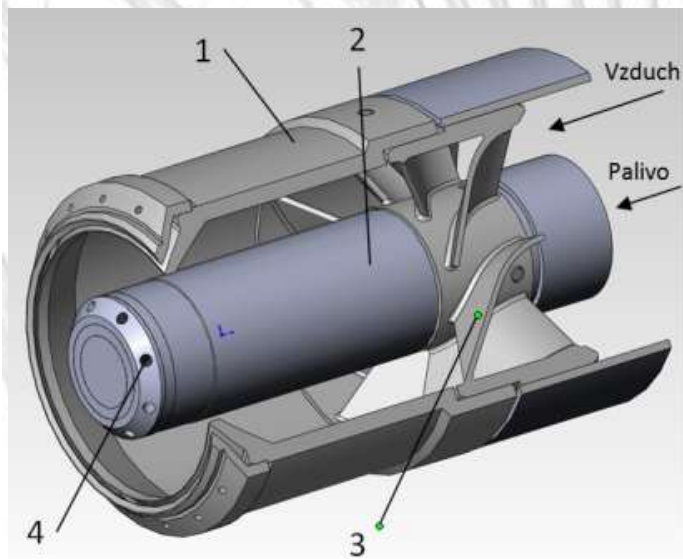
CO max 33 mg Nm⁻³ při 15% O₂

Podélný řez spalovací turbínou GT 750-6 je na obr.1

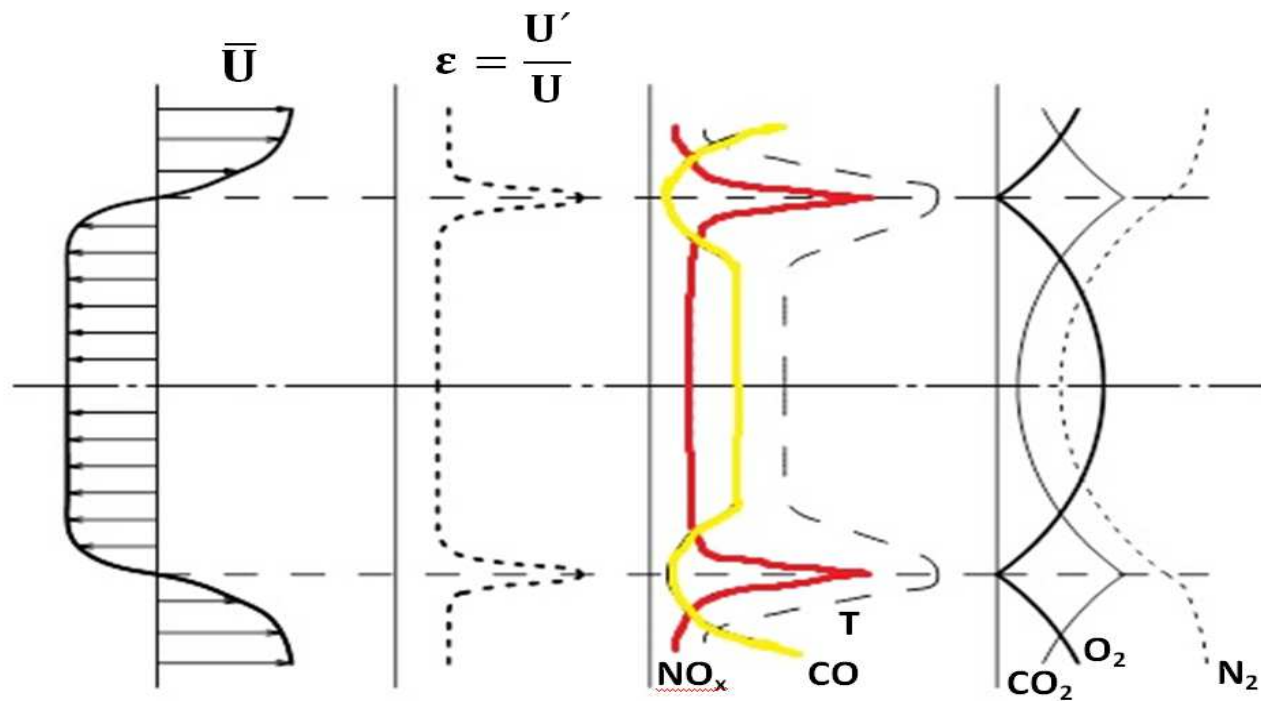
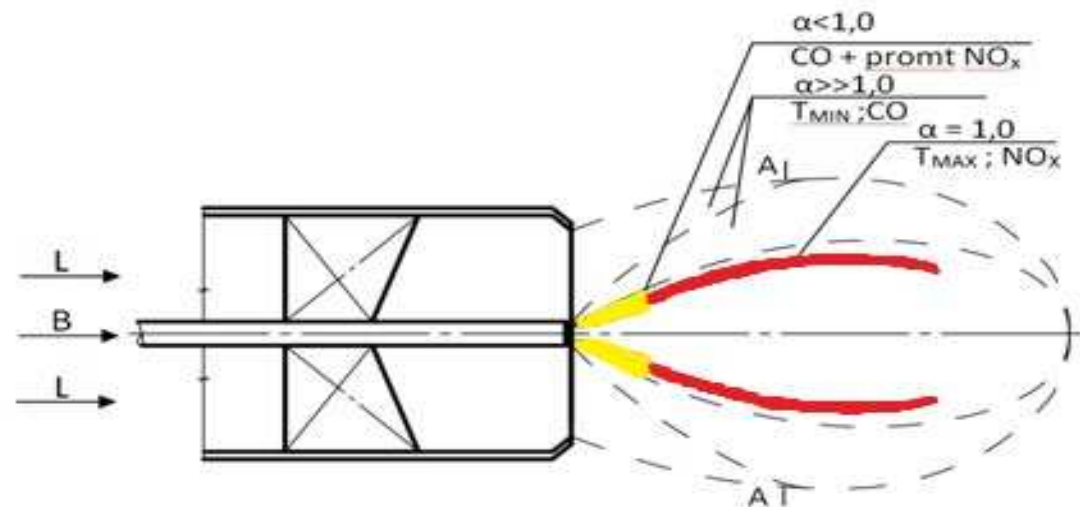


Obr. 1: Podélný řez spalovací turbínou GT 750-6

3. PRINCIP DIFÚZNÍHO SPALOVÁNÍ – DIFÚZNÍ HOŘÁK



- 1- vnější plášť
- 2- vnitřní trubka
- 3- vířič
- 4- otvory pro palivo



DIFUZNÍ HOŘÁK

Výhody:

- vysoká stabilita plamene
 $\alpha = 0,8 - 50$
- jednoduchá konstrukce
- levná rekonstrukce
- nemění se systém regulace turbíny
- krátká doba odstavení stroje

Nevýhody:

- nelze dosáhnout současně nízkých emisí NO_x a CO

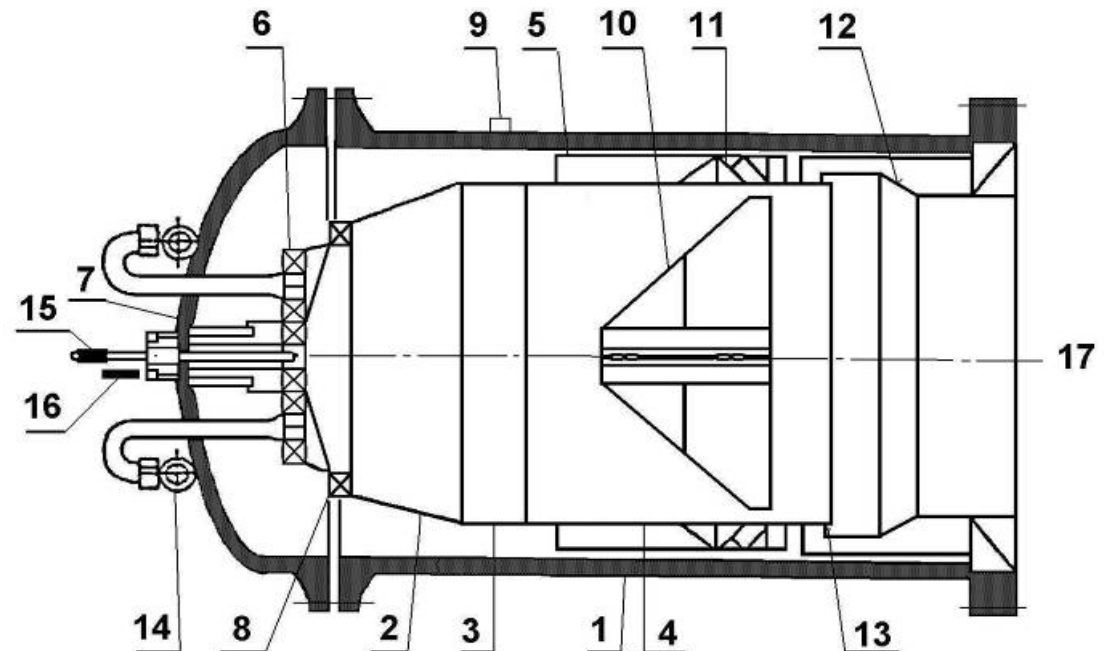
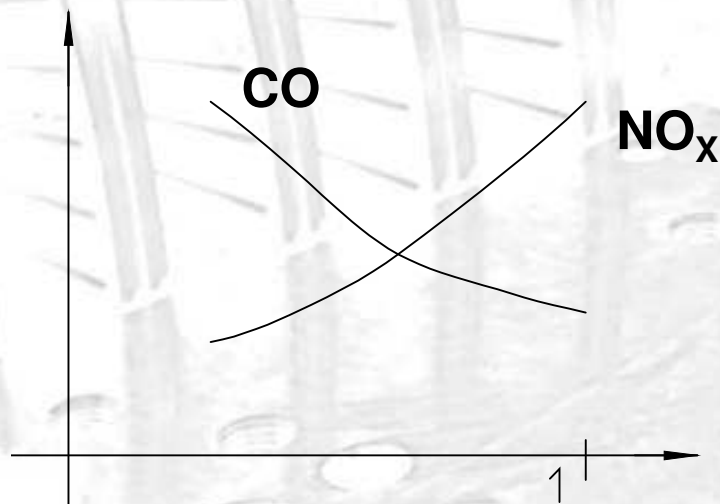
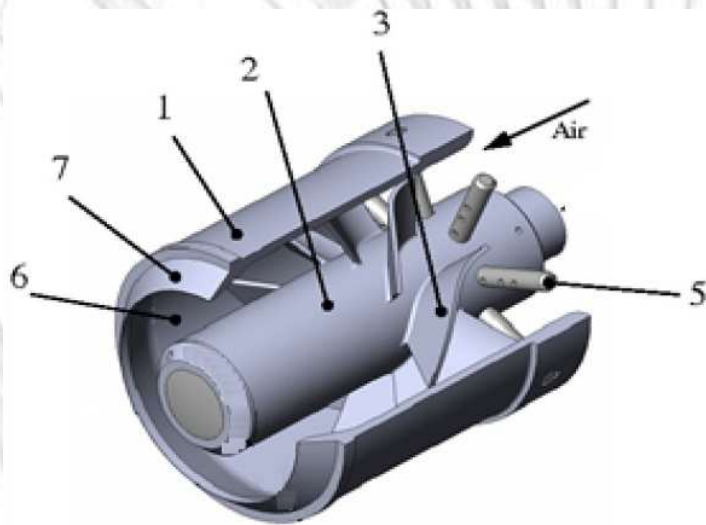


Schéma sedmihořákové spalovací komory typu SILO

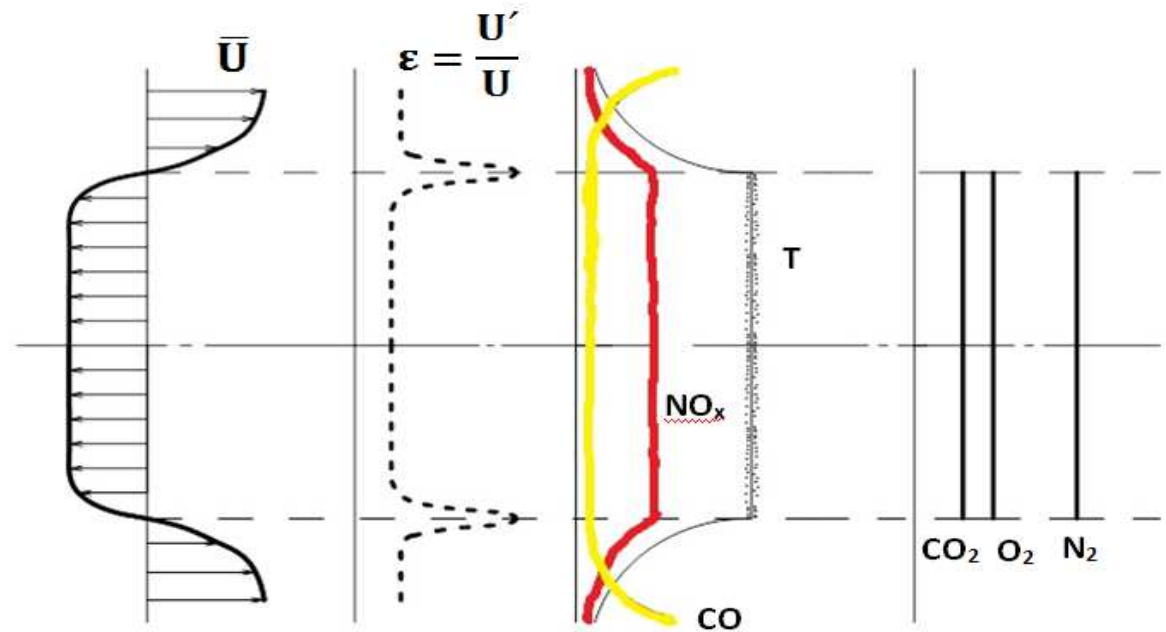
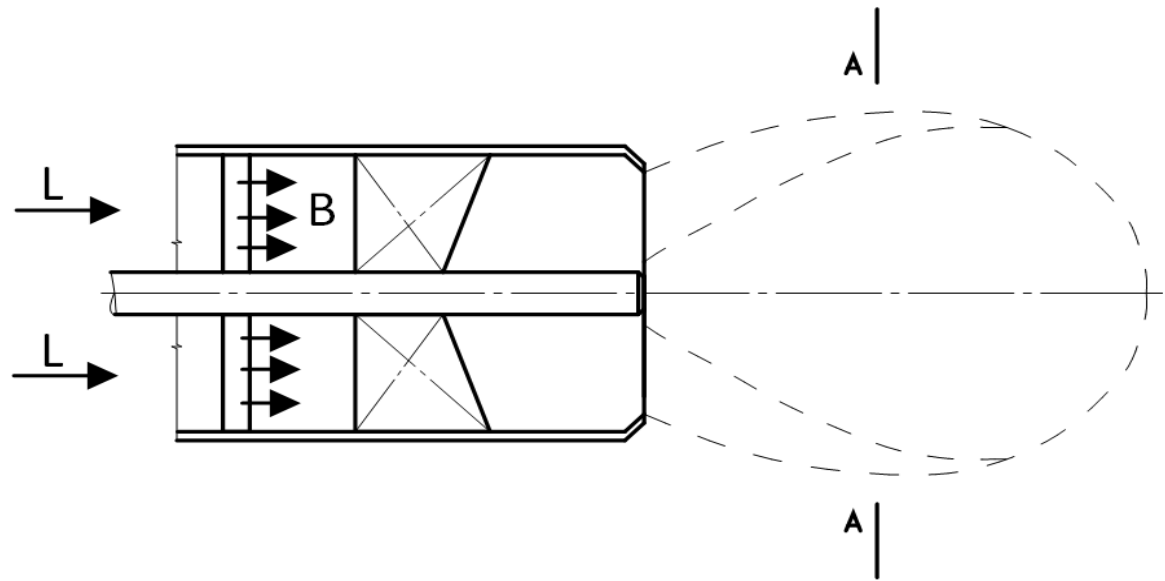
Podélný řez spalovací komorou turbíny GT 750-6:

1-plášť;2-čelo plamence;3-plamenec;4-konec plamence;5-plech;6-vířič;7-víko;8-obvodový vířič;9-poloha zapalovače;10-okno směšovače;11-lopatky směšovače;12-kužel;13-přechodový kus;14-kolektor;15-přívod plynu k hlídacím hořákům;16-přívod plynu k zapalovači; 17-výstup

4. PRINCIP KINETICKÉHO SPALOVÁNÍ – KINETICKÝ HOŘÁK



- 1- vnější plášť
- 2- vnitřní trubka
- 3- víříč
- 5- přívod paliva
- 6- směšovací zóna
- 7- kónické zúžení průřezu



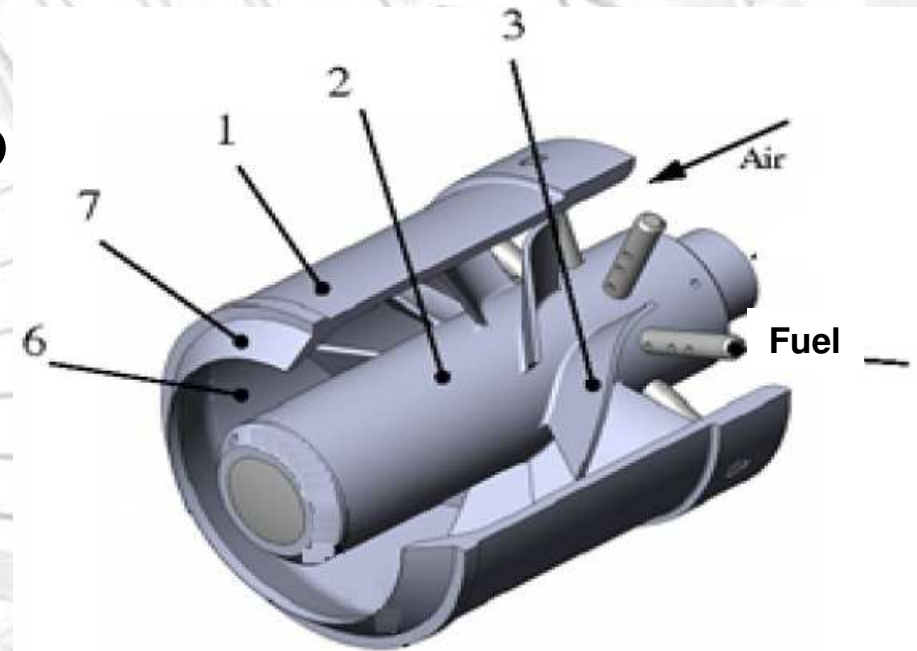
KINETICKÝ HOŘÁK

Výhody:

- lze dosáhnout supernízké emise NO_x a CO
- nemění se tlaková ztráta komory
- vysoká účinnost spalování

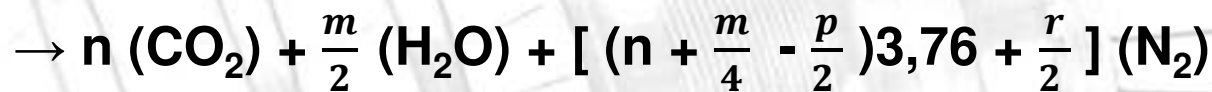
Nevýhody:

- úzký rozsah stability plamene
 $\alpha = 0,8 - 2,0$
- možnost proskoku plamene
- možnost samovznícení směsi palivo-vzduch
- zvýšený sklon k pulsačnímu hoření

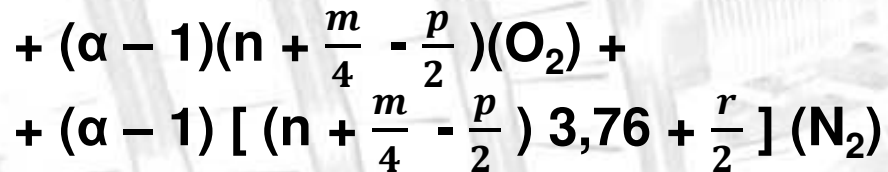


5. SPALOVACÍ PROCES – ZÁKLADNÍ ROVNICE

Rovnice nedisociačního spalování paliva se symbolickým vzorcem $C_n H_m O_p N_r$ se suchým vzduchem o složení 0,21% obj. O_2 ; 0,79% obj. N_2 s přebytkem vzduchu α má tvar:



*Stechiometrické
spaliny*



*přebytečný
kyslík a dusík*

Kde **n** je počet atomů uhlíku
 m je počet atomů vodíku
 p je počet atomů kyslíku
 r je počet atomů dusíku

Rovnice (1) představuje objemovou bilanci spalovacího procesu.

6. ANALÝZA ZÁKLADNÍ ROVNICE (1) S OHLEDEM NA TVORBU CO₂

Aplikujeme-li rovnici (1) na jakékoliv palivo se symbolickým vzorcem C_n H_m O_p N_r, je zřejmé, že sledujeme-li pouze emise CO₂, pak stačí řešit pouze stechiometrickou část rovnice spalování, protože přebytečný vzduch α neobsahuje CO₂

V dalším textu budeme řešit stechiometrickou část rovnice (1) pro následující paliva:

Kapalná :

Kerosin: C₁₂ H₂₄

Etanol: C₂ H₅ OH

Benzín B95: C₈ H₁₈

Nafta: C₁₅ H₂₈

Plynná:

Zemní plyn: C_{1,002} H_{3,985} N_{0,017} O_{0,001}

ZP+ 5% H₂ : C_{0,978} H_{3,934} N_{0,017} O_{0,001}

ZP+ 50% H₂ : C_{0,528} H_{3,034} N_{0,017} O_{0,001}

Vodík H₂ : C₀ H₂ N₀ O₀

Pevná:

Uhlík C: C H₀ N₀ O₀

7. VÝSLEDKY VÝPOČTU STECHIOMETRICKÉ ČÁSTI ROVNICE SPALOVÁNÍ (1) PRO RŮZNÁ PALIVA

Výsledky jsou uvedeny v tabulce 1 kde je označeno:

δ_H / δ_C	hmotnostní podíl vodíku a uhlíku v palivu	[-]
X_{CO_2}	hmotnost CO_2 vzniká spálením 1 kg paliva	[kg CO_2 kg ⁻¹ _B]
X_{H_2O}	hmotnost H_2O vzniká spálením 1 kg paliva	[kg H_2O kg ⁻¹ _B]
X_{O_2}	hmotnost O_2 potřebná pro spálení 1 kg paliva	[kg O_2 kg ⁻¹ _B]
f_{stech}	stechiometrický palivový poměr	[kg _B kg ⁻¹ _L]
M_B	molární hmotnost paliva	[kg kmol ⁻¹]
X_L	hmotnost vzduchu potřebná pro spálení 1 kg paliva	[kg _L kg ⁻¹ _B]

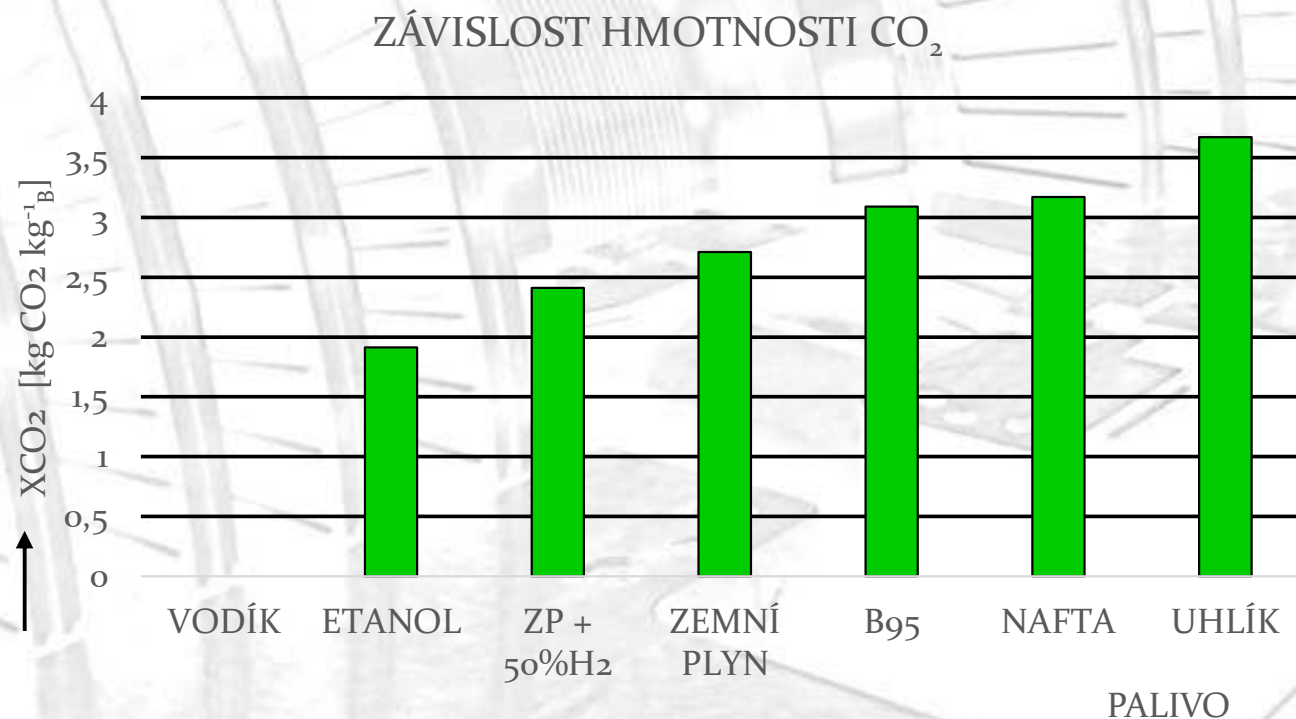
	SYMB VZOREC	δ_H / δ_C	X_{CO_2}	X_{H_2O}	X_{O_2}	f_{stech}	M_B	X_L
		[-]	[kg CO ₂ kg ⁻¹ _B]	[kg H ₂ O kg ⁻¹ _B]	[kg O ₂ kg ⁻¹ _B]	[kg _B kg ⁻¹ _L]	[kg kmol ⁻¹]	[kg _L kg ⁻¹ _B]
KEROSIN	C ₁₂ H ₂₄	0,163	3,14	1,29	3,43	0,068	168	14,71
ETANOL	C ₂ H ₅ OH	0,25	1,913	1,17	2,1	0,112	46	8,96
B95	C ₈ H ₁₈	0,187	3,09	1,42	3,51	0,066	114	15,05
NAFTA	C ₁₅ H ₂₈	0,156	3,17	1,212	3,39	0,0689	208	14,52
UHLÍK	C	0	3,67	0	2,67	0,0874	12	11,44
ZEMNÍ PLYN	C _{1,002} H _{3,985} N _{0,017} O _{0,001}	0,33	2,71	2,21	3,93	0,0593	16,3	16,85
VODÍK	H ₂	∞	0	9	8	0,0291	2	34,5
ZP + 5%H ₂	C _{0,978} H _{3,934} N _{0,017} O _{0,001}	0,34	2,7	2,22	3,93	0,0586	15,9	16,94
ZP + 50%H ₂	C _{0,528} H _{3,034} N _{0,017} O _{0,001}	0,47	2,41	2,84	4,27	0,054	9,6	18,44
ZP + 96%H ₂	C _{0,65} H _{2,107} N _{0,001} O _{0,003}	2,7	0,91	6,08	6,02	0,0383	3,12	26

Tabulka 1: Základní parametry pro nedisociační stechiometrické spalování uhlovodíkových paliv, uhlíku a vodíku se vzduchem

8. ANALÝZA VÝSLEDKŮ VÝPOČTU STECHIOMETRICKÉHO SPALOVÁNÍ UHLOVODÍKOVÝCH PALIV, UHLÍKU A VODÍKU SE VZDUCHEM

8.1. PRŮBĚH VELIČINY X_{CO_2} NA POUŽITÉM PALIVU

Na obr. 2 je znázorněn průběh veličiny X_{CO_2} na použitém palivu. Je zřejmé, že největší hmotnost CO_2 se vyprodukuje při spalování uhlíku a to i přesto, že při reakci paliva se vzduchem se netvoří voda, ale veškerý vodík je spotřebován na tvorbu CO_2



Obr. 2 Závislost hmotnosti CO_2 vzniklého při spálení 1 kg paliva se vzduchem pro různá paliva

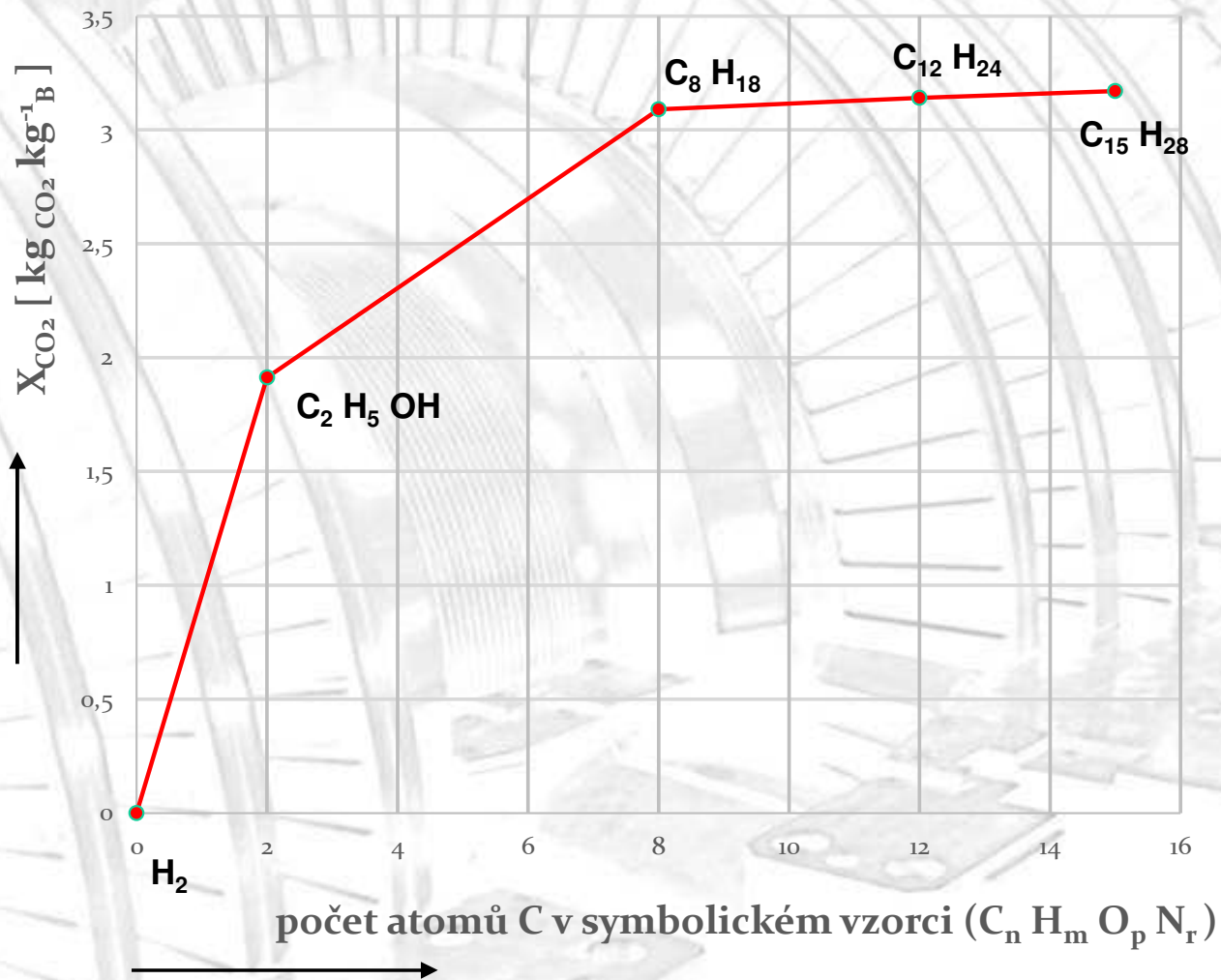
8.2. – PRŮBĚH VELIČINY X_{CO_2} NA POČTU ATOMŮ UHLÍKU V SYMBOLICKÉM VZORCI PALIVA

Na obr. 3 je znázorněn průběh veličiny X_{CO_2} na počtu atomů uhlíku v symbolickém vzorci paliva $\text{C}_n \text{H}_m \text{O}_p \text{N}_r$.

Je vcelku logické, že čím větší bude počet atomů uhlíku v symbolickém vzorci paliva, tím větší bude i hmotnost CO_2 , který vznikne spálením 1 kg paliva. To splňuje i obr.3 s výjimkou pro čistý uhlík, protože zde se při reakci netvoří H_2O a tudíž se veškerý kyslík spotřebuje na tvorbu CO_2 .

Další veličinou, která ovlivňuje veličinou X_{CO_2} je poměr $\delta_{\text{H}} / \delta_{\text{C}}$. Čím je tento poměr větší, tím je tvorba CO_2 menší, protože větší část paliva se spotřebuje na tvorbu H_2O .

Zvláštní místo mezi palivy zaujímá etanol $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$. Protože má ve své molekule jeden atom kyslíku, spotřebuje při spalování se vzduchem menší množství kyslíku se vzduchu a tím je i tvorba CO_2 menší než u jiných uhlovodíkových paliv.



Obr. 3: Závislost hmotnosti CO₂ vzniklého při spálení 1 kg paliva se vzduchem na počtu atomů n v symbolickém vzorci paliva C_n H_m O_p N_r

9. STÁVAJÍCÍ STAV VE VYUŽITÍ SMĚSI ETANOLU S BENZÍNEM

Všeobecné informace:

Pomocí etanolu se zvyšuje oktanové číslo a snižují emise CO_2 . Etanol obsahuje v molekule jeden atom kyslíku, který podporuje lepší prohoření směsi a tedy vznik menšího množství škodlivých látek (NO_x , CO). Přítomnost kyslíku snižuje výhřevnost, která činí $26.800 \text{ KJ kg}^{-1}$.

Přidávání etanolu zvyšuje riziko koroze.

USA:

Etanol se několika státech USA povinně přidává do benzínu v množství **max. 10%**

EU:

Podle specifikace běžného benzínu lze přidávat **5% etanolu**. Ve Švédsku se přidává 5-15%, prodává se také směs E85 obsahující 85% etanolu.

ČR: Přidává se povinně **4,1%** etanolu

AUS: Přidává se **10%** etanolu

BRAZÍLIE: Přidává se **25%** etanolu pro automobilové použití

BIOETANOL = etanol vyrobený technologií alkoholového kvašení z biomasy.

Obvykle se vyrábí z rostlin obsahující škrob a sacharidy např. kukuřice, obilím, brambory, cukrová řepa, cukrová třtina.

BIOPALIVA DRUHÉ GENERACE = odpadní biomasa, dřevo, pšeničná sláma

10. VLIV MÍSENÍ ETANOLU S BENZÍNEM NA TVORBU CO₂

Řešíme-li rovnici (1) pro ETANOL (C₂ H₅ OH) a pro BENZÍN B95 (C₈ H₁₈) dostaneme pro $\alpha = 1,0$:

Z 1kg ETANOLU vznikne
Z 1kg ETANOLU vznikne
Z 1kg ETANOLU vznikne
Pro spálení 1 kg ETANOLU je třeba

1,9 kg CO₂
1,2 kg H₂O
2,1 kg O₂
9,0 kg vzduchu

} (2)

Z 1kg BENZÍNU vznikne
Z 1kg BENZÍNU vznikne
Z 1kg BENZÍNU vznikne
Pro spálení 1 kg BENZÍNU je třeba

3,1 kg CO₂
1,4 kg H₂O
3,5 kg O₂
15,1 kg vzduchu

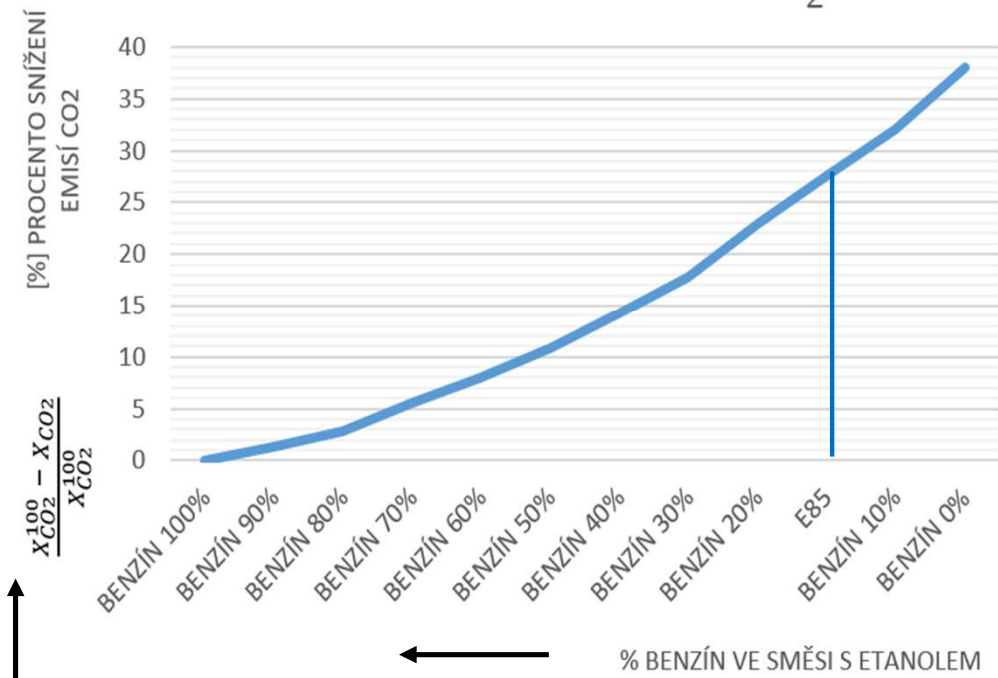
} (3)

Řešíme-li rovnici (1) pro směs ETANOLU ($C_2 H_5 OH$) a BENZÍNU B95 ($C_8 H_{18}$) dostaneme výsledky uvedené v tabulce 2.

	SYM.VZOREC	δ_H / δ_C	X_{CO_2}	X_{H_2O}	X_{O_2}	X_L	f_{stech}	M_B	$\frac{X_{CO_2}^{100} - X_{CO_2}}{X_{CO_2}^{100}}$	$\frac{X_{CO_2}^{100}}{X_{CO_2}}$
		[-]	[kg CO ₂ kg ⁻¹ _B]	[kg H ₂ O kg ⁻¹ _B]	[kg O ₂ kg ⁻¹ _B]	[kg L kg ⁻¹ _B]	[kg _B kg ⁻¹ _L]	[kg kmol ⁻¹]	[%]	[-]
BENZÍN 100%	$C_8 H_{18}$	0,189	3,08	1,42	3,5	15,1	0,0658	114	0	1
BENZÍN 90%	$C_{7,4} H_{16,9} O_{0,1}$	0,191	3,03	1,41	3,44	14,8	0,0669	107,4	1,3	1,02
BENZÍN 80%	$C_{6,8} H_{15,6} O_{0,2}$	0,193	2,98	1,39	3,37	14,5	0,0683	100,6	2,8	1,04
BENZÍN 70%	$C_{6,1} H_{14,4} O_{0,3}$	0,195	2,91	1,38	3,29	14	0,0699	93,8	5,6	1,06
BENZÍN 60%	$C_{5,6} H_{13,2} O_{0,4}$	1,198	2,83	1,37	3,2	13,8	0,072	86,9	8	1,09
BENZÍN 50%	$C_{5,0} H_{12} O_{0,5}$	0,201	2,75	1,35	3,09	13,4	0,0745	80,1	10,9	1,12
BENZÍN 40%	$C_{4,4} H_{10,8} O_{0,6}$	0,206	2,64	1,33	2,97	12,7	0,0777	73,3	14,3	1,17
BENZÍN 30%	$C_{3,8} H_{9,6} O_{0,7}$	0,212	2,51	1,3	2,81	12,2	0,0819	66,5	18,4	1,23
BENZÍN 20%	$C_{3,2} H_{8,4} O_{0,8}$	0,22	2,36	1,27	2,23	11,3	0,0877	59,7	23,5	1,31
BENZÍN 10%	$C_{2,6} H_{7,2} O_{0,9}$	0,232	2,16	1,23	2,39	10,5	0,0964	52,9	29,8	1,42
BENZÍN 0%	$C_2 H_6 O$	0,252	1,91	1,17	2,08	8,9	0,11	46,1	38	1,61

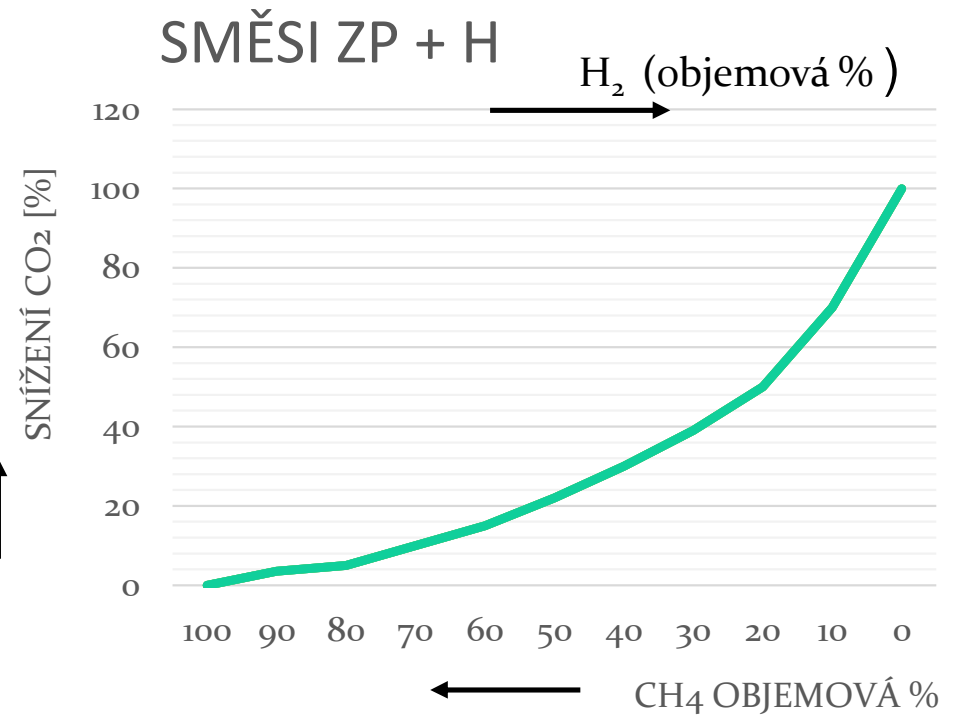
Tabulka 2: Výsledky výpočtu mísení ETANOLU s BENZÍNEM na tvorbu CO₂

VLIV MÍSENÍ NA EMISE CO₂



Obr. 4 Vliv mísení benzínu s etanolem na snížení emisí CO₂

REDUKCE CO₂ PŘI SPALOVÁNÍ



Obr. 5 Redukce CO₂ při spalování směsi zemního plynu a vodíku

11. ZÁVĚR

- 11.1. Použitím kinetického hořáku s regulací palivového poměru lze dosáhnout super nízké emise No_x a CO
- 11.2. Nejvyšší emise CO_2 při spalování se vzduchem vykazuje uhlík
- 11.3. Tvorba CO_2 při spalování uhlovodíkových paliv se vzduchem je závislá na počtu atomů uhlíku v symbolickém vzorci paliva
- 11.4. Tvorba CO_2 při spalování uhlovodíkových paliv se vzduchem je závislá na poměru δ_H / δ_C . Čím je podíl vodíku větší, tím je tvorba CO_2 nižší
- 11.5. při spalování etanolu se vzduchem vzniká nejmenší množství CO_2 ze skupiny uhlovodíkových paliv
- 11.6. Mísení etanolu s benzínem snižuje emise CO_2
- 11.7. Při použití čistého etanolu se sníží emise CO_2 o 38% oproti emisím vzniklých při spalování čistého benzínu



Děkuji za pozornost



www.ekolbrno.cz

Prof. Ing. Stanislav Veselý, CSc.

EKOL, spol. s r. o., Brno, ČR

vesely@ekolbrno.cz

Rozhýbeme vaše silo, svodku či násypku ...
Pulzní trysky, akustické hory, topné rohože ...

Realizace na klíč



Siemens-Energy Brno

Ing. Stanislav Kubiš, CSc.

Spotřeba, výroba a akumulace energie

V souvislosti s udržitelným rozvojem společnosti roste veřejný tlak na snižování spotřeby fosilních zdrojů energie a zároveň na využívání obnovitelných zdrojů, tedy na zlepšování našeho životního prostředí.

Energie větru, slunce a dalších obnovitelných zdrojů se nedá regulovat a je dána přírodními podmínkami, které nezávisí na vůli člověka. Vítr fouká nejen celý den, v mnoha místech dlouhá období, slunce svítí pouze ve dne. Naproti tomu spotřeba el. energie a tepla kolísá podle potřeb člověka. S ohledem na fyzikální zákony je nutné, aby v každý okamžik byla výroba a spotřeba el. energie v rovnováze. V případě, že je spotřeba el. energie malá, je nutné snížit výkon zařízení, které ji vyrábí. v případě vyšší spotřeby energie, než která může být vyrobena z obnovitelných zdrojů, je nutné ji zajistit jiným způsobem.

Na obr 1 a 2 jsou uvedeny spotřeby elektřiny a zemního plynu v závislosti na ročním období. Z obrázku je patrné, že nejvyšší spotřeba obou komodit je v zimních měsících, která klesá směrem k měsícům letním. Na obr 3 je zobrazen průběh východu a západu slunce a délka dne. Nejnižší spotřeba elektřiny a plynu je době, kdy je den nejdelší, jejich největší spotřeba je v zimních měsících, kdy je den nejkratší.

Na obr. 4 je uveden potenciál možnosti výroby elektřiny z fotovoltaických panelů (FV) v průběhu roku v oblasti Vídně. Výkon FV není konstantní ani v průběhu dne. Na obr. 5 a 6 jsou uvedeny průběhy slunečního svitu, teploty a síly větru v Madridu a Brně. Zatímco v jižní Evropě jde poměrně často o pravidelné a očekávatelné změny počasí, ve střední Evropě je nutné počítat s častějšími změnami.

Na obrázku 7 je příklad týdenního průběhu spotřeby energie a výkonu zařízení obnovitelných zdrojů. Z obrázku je vidět velký rozdíl mezi spotřebou elektřiny a možnostech její výroby v zařízeních obnovitelných zdrojů.

Na obrázku 8 je uveden průběh měsíčního výkonu větru v průběhu roku. Na rozdíl od potenciálu výroby elektřiny z FV obr. 4, je výkon větrných elektráren nejvyšší v zimních měsících, naopak v letních klesá. Zatímco u slunečních elektráren se intenzita svitu mění pravidelně po 24 hodinách, výkon, resp. intenzita větru se odvíjí od pohybu tlakových útvarů - cyklon, resp. anticyklon. Třídenní pohyb cyklony je znázorněn na obr. 9. Ze vzdálenosti jednotlivých izobar lze usuzovat na rychlost větru a tím i na výkon větrných elektráren.

Na obr. 10 je průběh denního procentuálního podílu výkonu obnovitelných zdrojů na celkové výrobě elektřiny v Německu, během roku 2023. Z průběhu je vidět určitá

nepravidelnost dodávky. Ta musí být řešena dodávkou elektřiny ze standardních fosilních elektráren, nebo z různých typů energetických akumulátorů

Na dalším obrázku 11 je ukázán energetický "mix" Německa. V případě nepříznivých povětrnostních podmínek, je výkon obnovitelných zdrojů malý – malá plocha vybarvená žlutou – fotovoltaické zdroje a bledě a sytě zelenou barvou – větrné elektrárny. Požadovaný výkon je nutné doplnit standardními fosilními elektrárnami, případně energií akumulovanou. S ohledem na velikost výkonu obnovitelných zdrojů, se jedná o náhradní fosilní zdroje velkého výkonu, které produkují oxid uhličitý, nebo různé typy velkokapacitních akumulátorů energie.

Na obr. 12 jsou uvedeny různé druhy energetických akumulátorů s jejich kapacitou a délkou doby dodávky energie. Z obrázku je patrné, že největší kapacitu s možností dlouhé doby dodávky energie mají akumulátory "chemické". Jedná se o akumulátory, kde je transformována energie z obnovitelných zdrojů na chemické látky. Kromě vodíkové technologie, patří k neznámějším způsobům výroba syntetického plynu (Synthetic Natural Gas - SNG) podle Sabatierovy reakce, výroba metanolu a výroba těžších uhlovodíků podle Fisher - Tropsch reakce.

Velmi dobrým vodítkem provozu energetického akumulátoru, jsou tzv. „heat mapy“. Na nich jsou uvedeny ceny elektřiny v závislosti na délce dne a ročním období. Na obr. 13 je uvedena tato mapa pro ČR. Tmavá barva představuje nevyšší cenu elektřiny, světlá cenu nejnižší. Z toho vyplývá, že akumulátor bude nabíjen v době, kdy je cena elektřiny nízká – světlá barva a energii dodávat (prodávat) při její nejvyšší ceně tmavá barva. Při tomto procesu je velmi výhodné využívání přesných meteorologických předpovědí.

Při akumulaci je nutné nejen sledovat výrobu a spotřebu, ale také přenos elektřiny mezi jednotlivými státy. Podle mezistátních smluv mezi různými státy je přebytek, resp. nadvýroba elektřiny transformována z místa, kde je jí přebytek, do místa její větší spotřeby, jak je vidět na obr.14. V době nadbytku levné elektřiny je možné ji akumulovat.

Syntetický plyn – SNG může být uskladněn bezpečně, převážně v podzemních zásobnících a distribuován standardní plynovodnou sítí. Ve speciálních případech mohou být využity kulové ocelové zásobníky, Jeden z největších na světě je ukázán na obrázku 15. Jeho průměr je 33,68 m, objem 20 003 m³, nominální tlak 1,07 MPa a je zhotoven z ocelového plechu o tloušťce 36,5 mm. Umožňuje uskladnit cca 200 000 m³ různých plynů. V případě zemního plynu by to byla energie cca 2000 MWh.

Na obr. 16 je schematicky znázorněna technologie využití energie z větru a slunce. Vyrobena elektřina je nejdříve rozložena v elektrolyzáru na vodík a kyslík. Vodík je veden společně s oxidem uhličitým do metanizačního reaktoru, kde proběhne chemická reakce za vzniku SNG. Ten je odváděn z reaktoru do veřejné plynovodní sítě. Ta je zpravidla propojena s podzemními plynovými zásobníky, v nichž lze vyrobený plyn akumulovat. Nedostatkem uvedeného řešení je nutnost získávat oxid uhličitý z ovzduší, resp. z různých technologických provozů, což spotřebovává určitou energii a nemožnost využití kyslíku z elektrolyzy. Další určitou nevýhodou této technologie je to, že SNG je

spalován převážně za vysokých teplot a tlaků v tepelných motorech, což sebou přináší možnost vzniku nežádoucích látek.

Uvedené nevýhody odstraňuje nově navržená technologie akumulace energie Siemens -Energy, pod označením „PEA“ (Power Energy Accumulator). Schéma této technologie je uvedeno na obr. 17 a 18. Sestává ze dvou částí - akumulární a energetické.

Na obr. 17 je schematicky znázorněna akumulární fáze energetického akumulátoru PEA při přebytku elektřiny. Akumulární část je v provozu, část energetická nepracuje. Tok el. energie a pracovních látek jsou vyznačeny barevnými čarami.

Z veřejné sítě je odebírána elektřina – červená čára, která je využita v elektrolyzáru pro rozklad vody na vodík a kyslík. Kyslík je odváděn do plynojemu kyslíku - 7, vodík do metanizačního reaktoru 15. Tam je také přiváděn oxid uhličitý z plynojemu - 11. V reaktoru proběhne metanizační reakce a vzniklý metan je odváděn do plynovodní sítě - 29 -žlutá čára, kde je akumulován.

Na obr. 18 je schematicky znázorněna energetická fáze energetického akumulátoru PEA při nedostatku elektřiny. V této fázi je energetická část v provozu, akumulární část nepracuje. Tok el. energie a pracovních látek jsou vyznačeny barevnými čarami stejně, jako ve fázi akumulární.

Z veřejné plynovodní sítě je odebírán zemí plyn (akumulovaný SNG), který je spalován při vysokém tlaku s kyslíkem, za současného vstřikování vody v generátoru paroplynové směsi - 21. Paroplynová směs je vedena do paroplynové turbíny 23, kde expanduje. Vyrobená energie je přenášena do el. generátoru – 25 odkud je odváděna do veřejné elektrovedné sítě. Paroplynová směs je po expanzi v turbíně vedena do kondenzátoru, kde zkondenzuje parní část, plynný oxid uhličitý je odváděn do plynojemu oxidu uhličitého - 11.

Tento proces „nabíjení a vybíjení“ se opakuje podle požadavků mezi spotřebou a výrobou energie. Počet nabíjecích a vybíjecích cyklů, resp. životnost tohoto akumulátoru energie není ničím omezena. Další výhodou této technologie, spočívá v tom, že neovlivňuje životní prostředí, snižuje energetickou náročnost získávání CO₂ a ekonomické využívání kyslíku při elektrolýze. Velkou výhodou je také skutečnost, že se v místě technologie ukládají pouze nevybušné plyny - oxid uhličitý a kyslík, což minimalizuje možnost výbuchu. SNG je akumulován ve vzdáleném podzemním zásobníku.

Závěr

Přednáška ukazuje, že sladit spotřebu energie s její výrobou z obnovitelných zdrojů je obtížně proveditelné. Aby bylo možné efektivně využívat tuto energii i v době nepříznivých klimatických podmínek, je nutné, ji pro tuto dobu akumulovat.

S ohledem na velké množství spotřebovávané energie, jsou pro její akumulaci zapotřebí akumulátory s vysokou a dlouhodobou kapacitou. Tuto podmínku splňují v současnosti

tzv. chemické akumulátory, v nichž se transformuje elektrická energie z obnovitelných zdrojů na chemickou energii syntetizovaných látek, jako je SNG, metanol a jiná uhlovodíková paliva.

K energetickým akumulátorům s velkou energetickou kapacitou patří bezemisní technologie Siemens-Energy– PEA (Power Energy Accumulator). Ta nejenže akumuluje dostatečné množství energie, neovlivňuje negativně životní prostředí, ale navíc při výrobě tohoto zařízení používá dostupné a snadno recyklovatelné materiály.

Z výše uvedeného vyplývá, že je nutné věnovat technologiím akumulace energie patřičný výzkum a vývoj a že tyto jsou součástí bezemisní obnovitelné energetiky, bez kterých se neobejde.

Poděkování

Děkuji společnosti Siemens-Energy a zejména jeho vedení za podporu při zpracování a publikaci tohoto příspěvku.

Použitá literatura: Burgrer Bruno – Electricity Generation in Germany in 2023

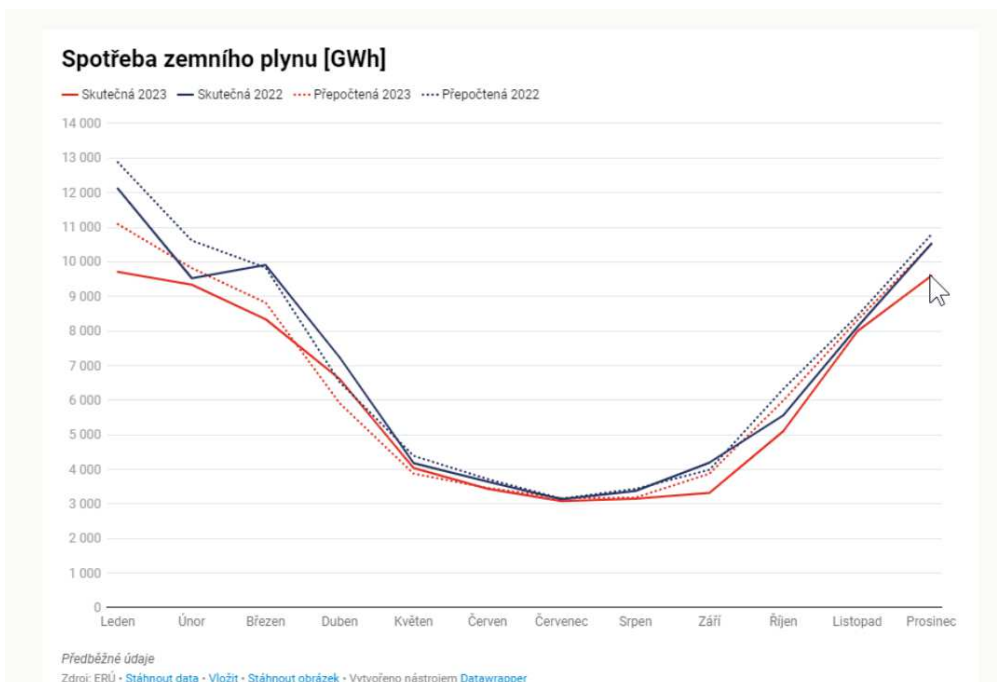
ČEPS -zprávy

Firemní podklady Siemens-Energy

Spotřeba výroba a akumulace obrázky

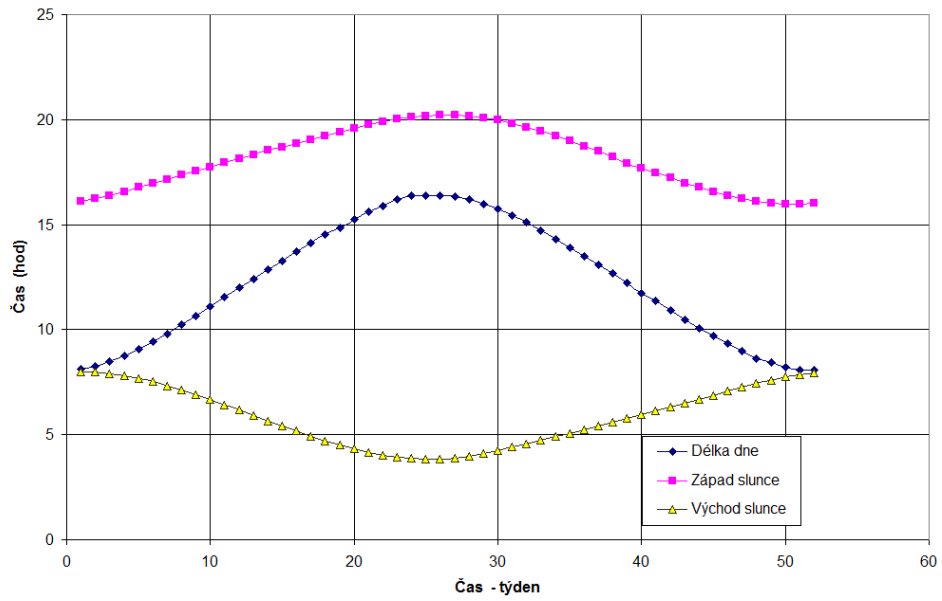


Obr.1

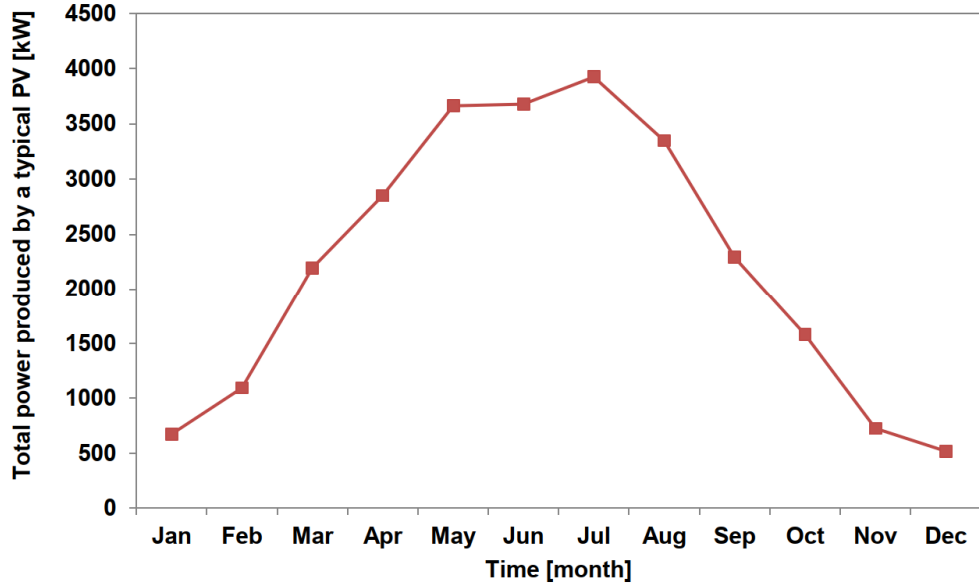


Obr. 2

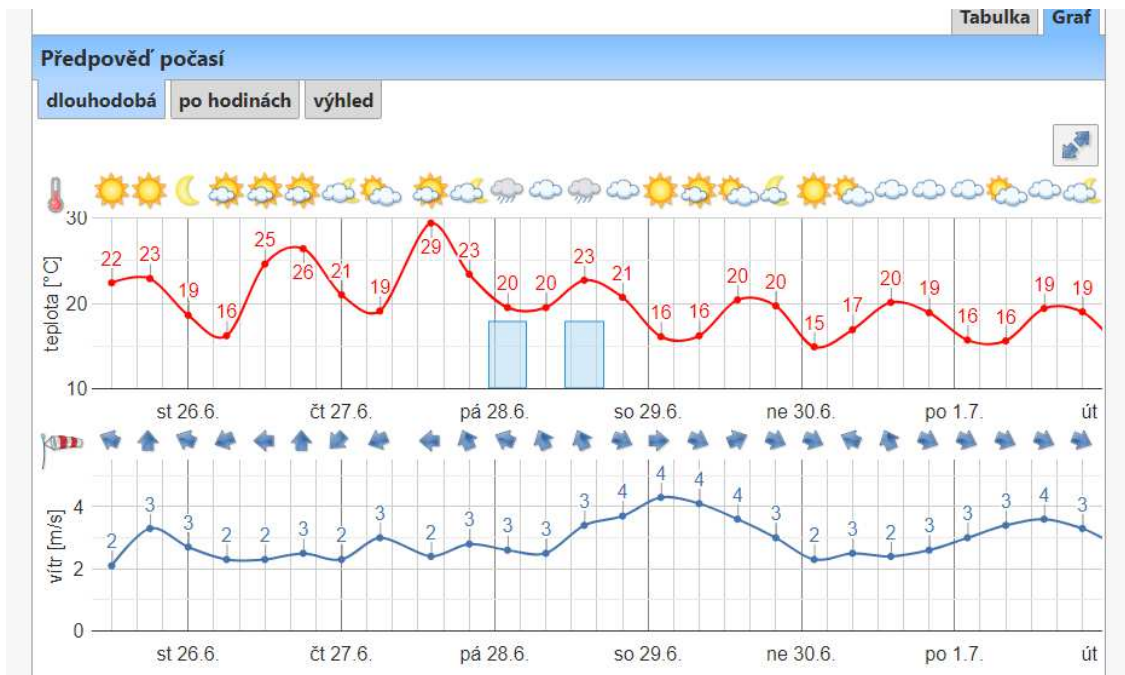
Východ a západ slunce - délka dne



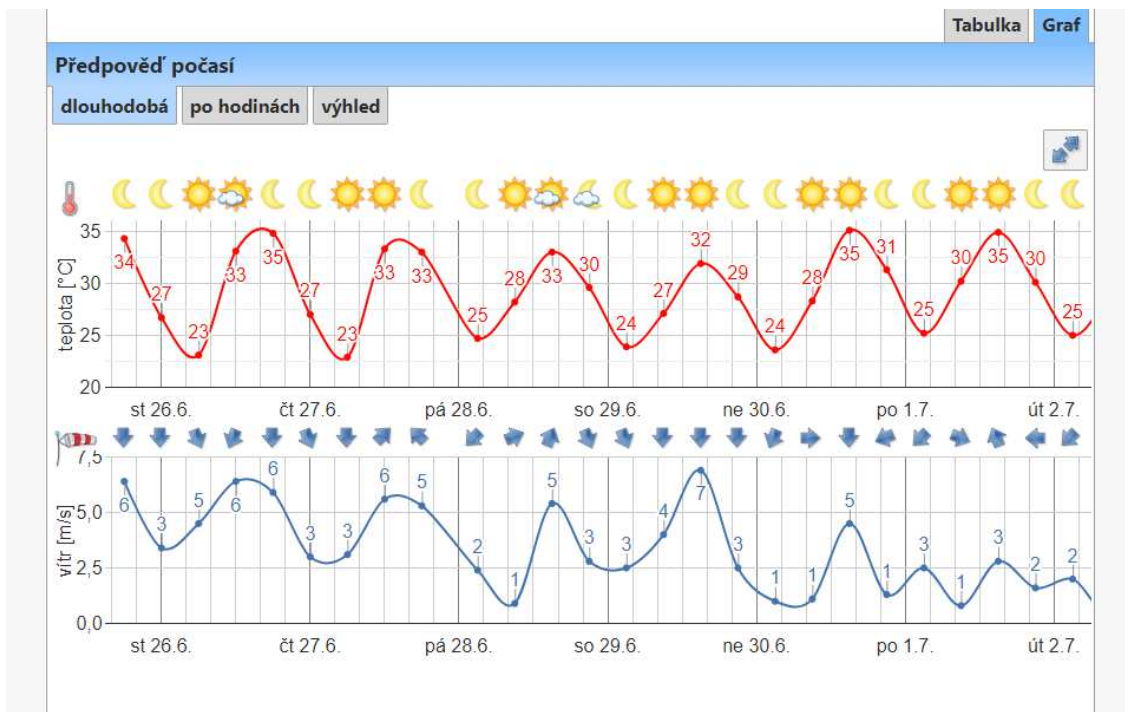
Obr. 3



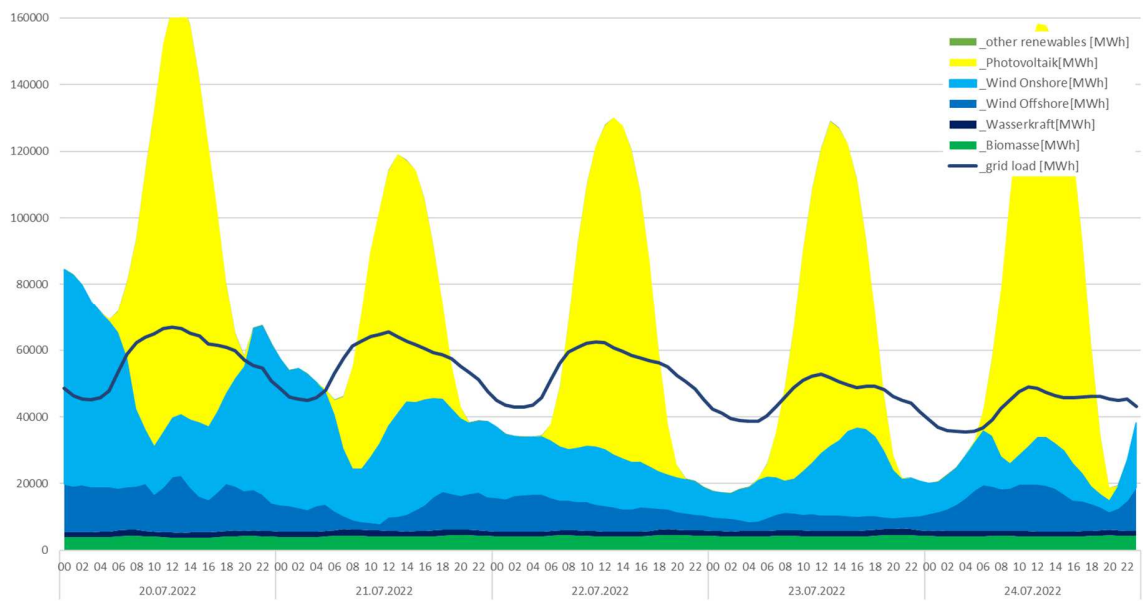
Obr 4.



Obr. 5

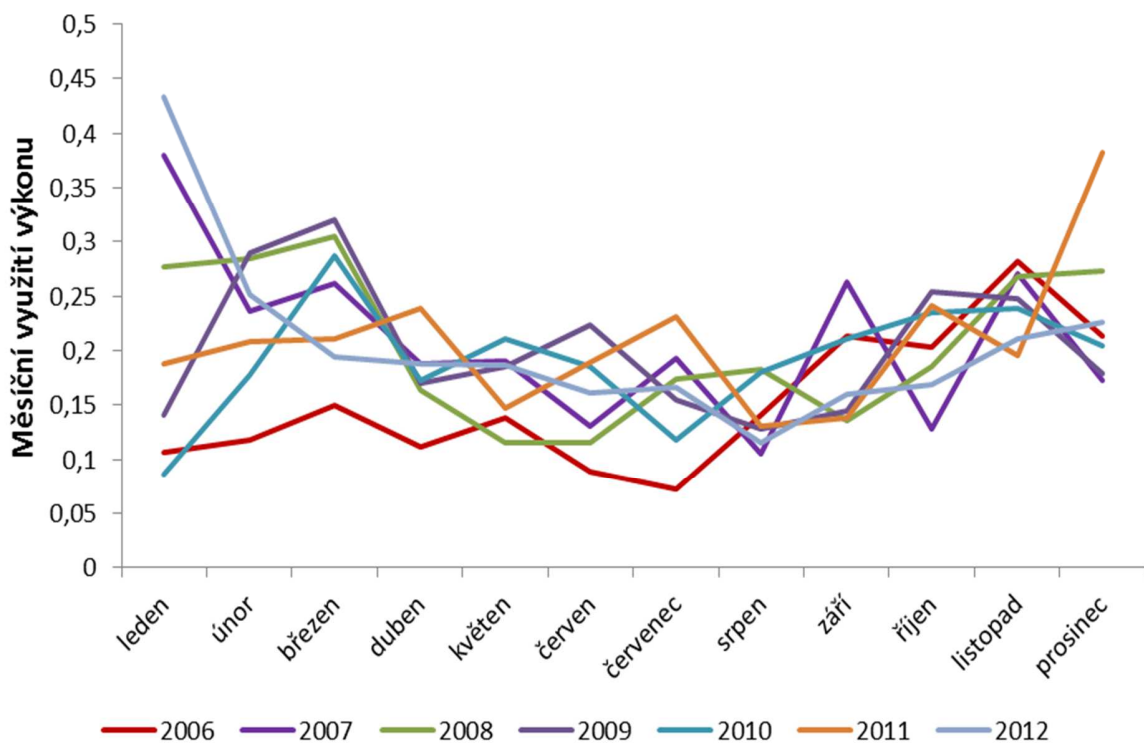


Obr. 6



Obč 7

Měsíční využití výkonu



Obč 8

» Předpověď » Přehlední počasí » Farme » Synoptická situace

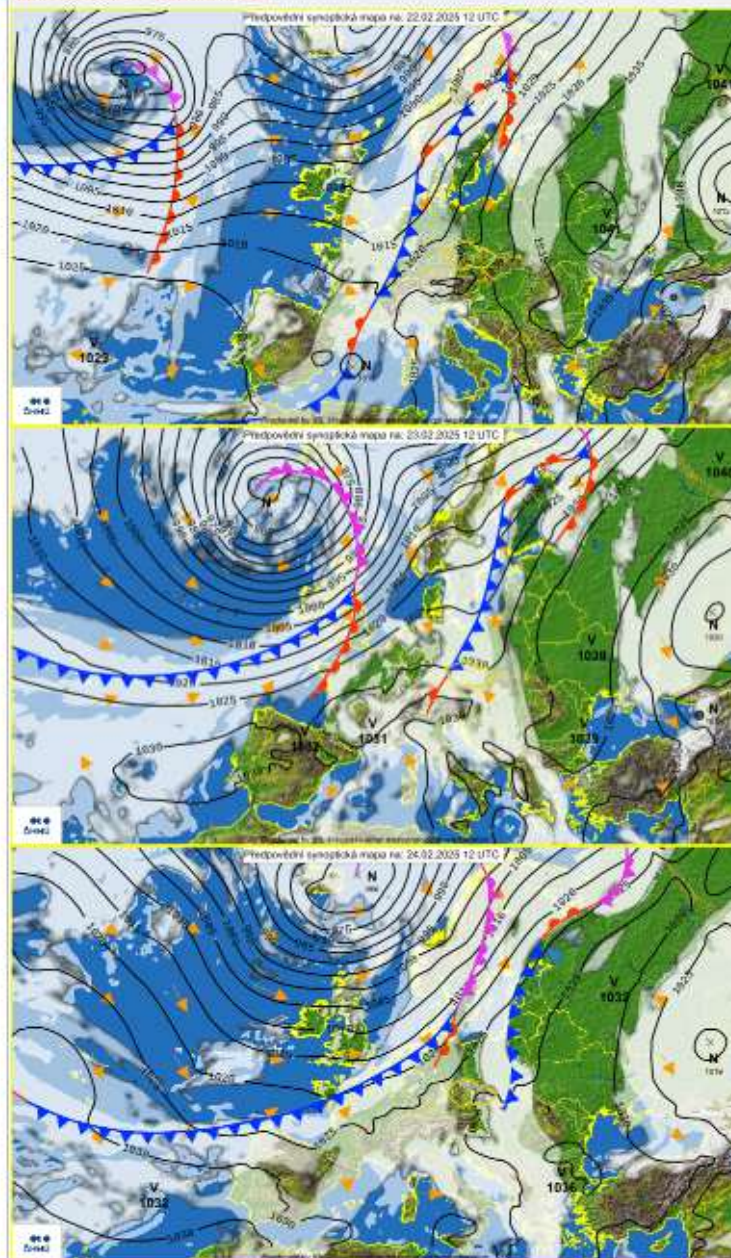
ZOBRAZENÍ

řetí v plátnosti šedá výstražka.

PŘEDPOVĚDI POČASÍ

- Časť republiky
- Europa
- Synoptická situace
- Tučka
- Časť vodní Sféry
- Přehlední ovzduší: Město
- Režim pro školu

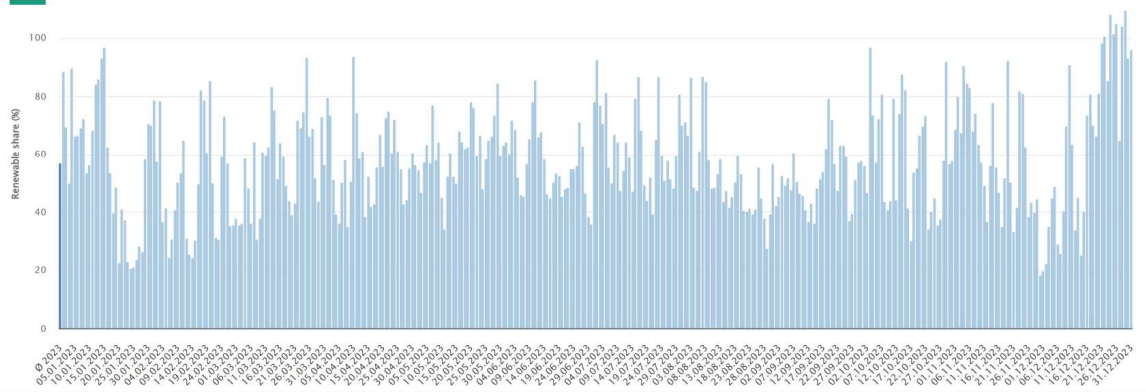
PŘEDPOVĚDNÍ SYNOPTICKÁ MAPA EVROPY



Obr. 9

Daily share of renewable energies in the load

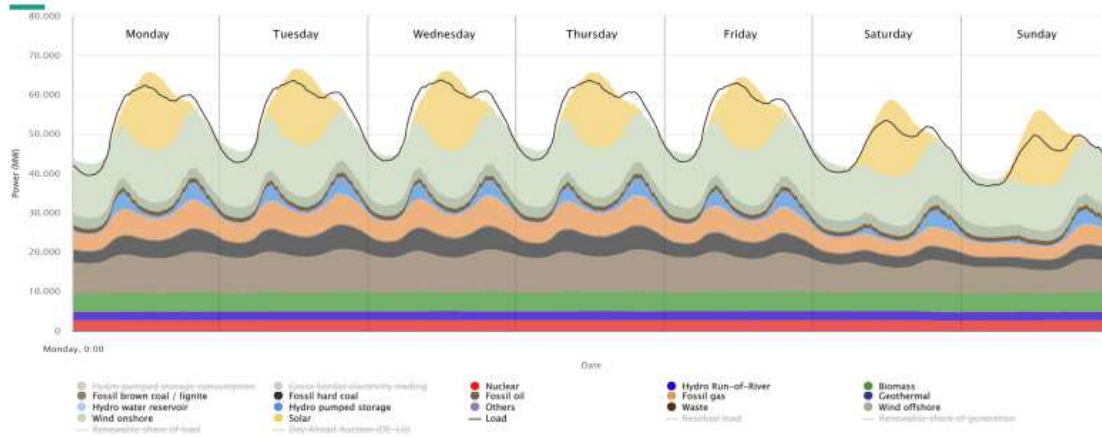
Year 2023



Obr. 10

Average power generation in one week

Year 2023



Energy-Charts.info - last update: 11.01.2024, 14:48 MEZ

Source: <https://www.energy-charts.info/charts/power/chart.html?en&ca=DE&week=3&year=2023>

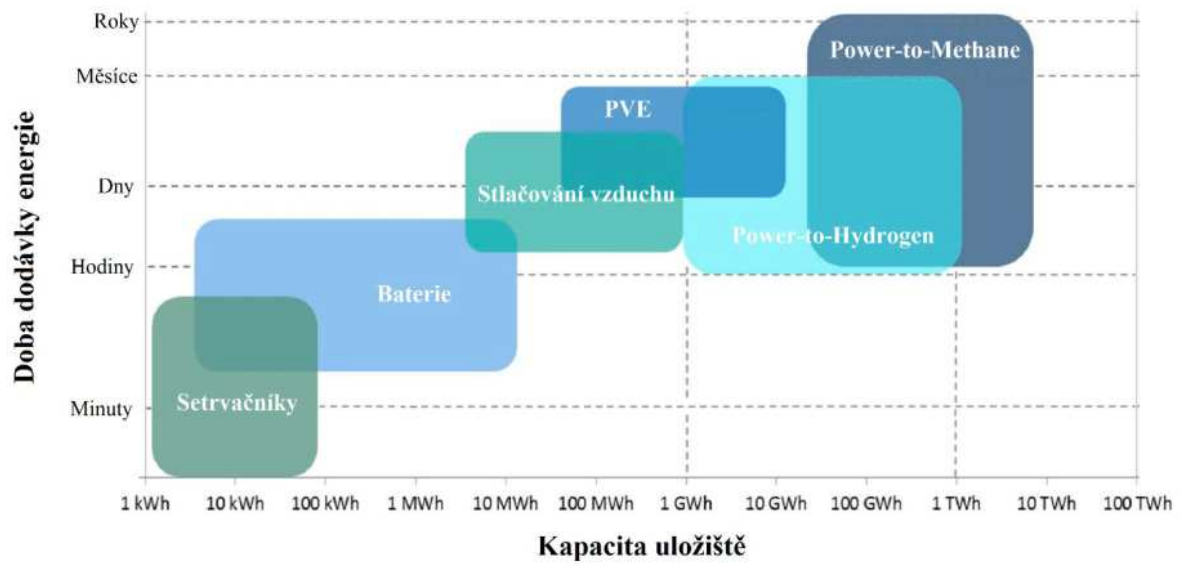
*Data on public power generation

45

© Fraunhofer ISE
HIG-SC-ES-INTERNAL

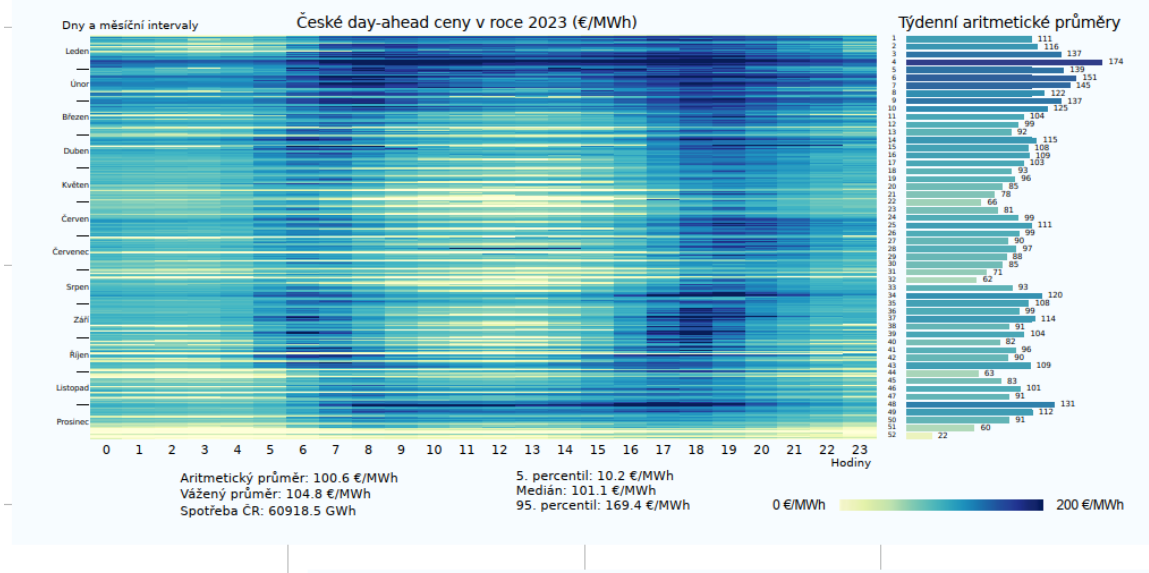
Fraunhofer
ISE

Obr. 11



Obr 12

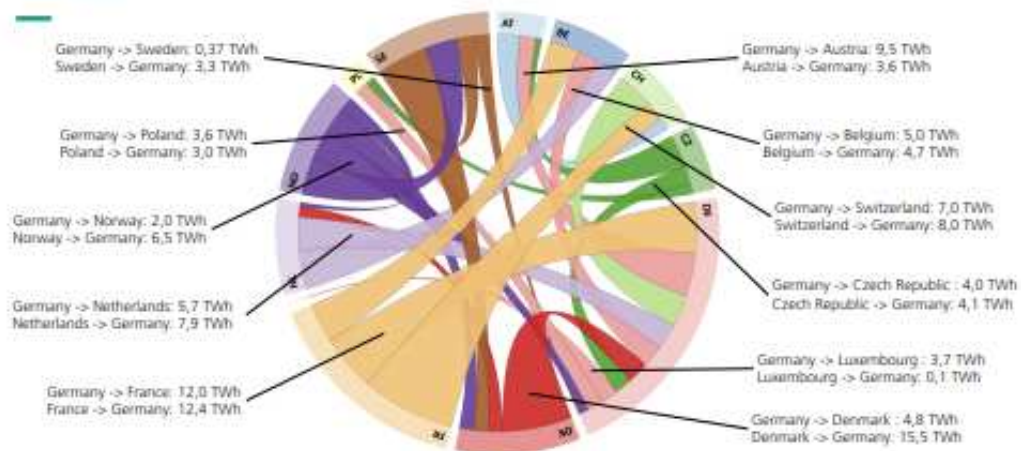
Obr. 7.12 Heatmapa českých day-ahead cen v roce 2023



Obr. 13

Electricity import and export, scheduled commercial exchanges

Year 2023



Germany: 68,3 TWh Imports; 57,6 TWh Exports; Balance: 11,7 TWh Imports
 Source: https://www.enrpy.charts.ch/wh/wh/import_export.html?country=DE&year=2023

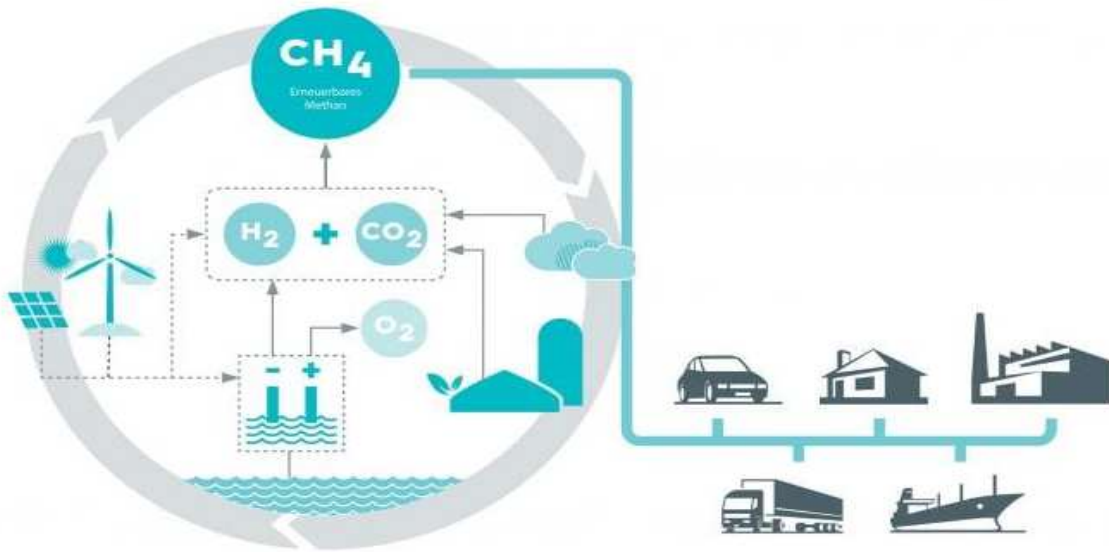
59
 © Fraunhofer
 ENR-10-20230904



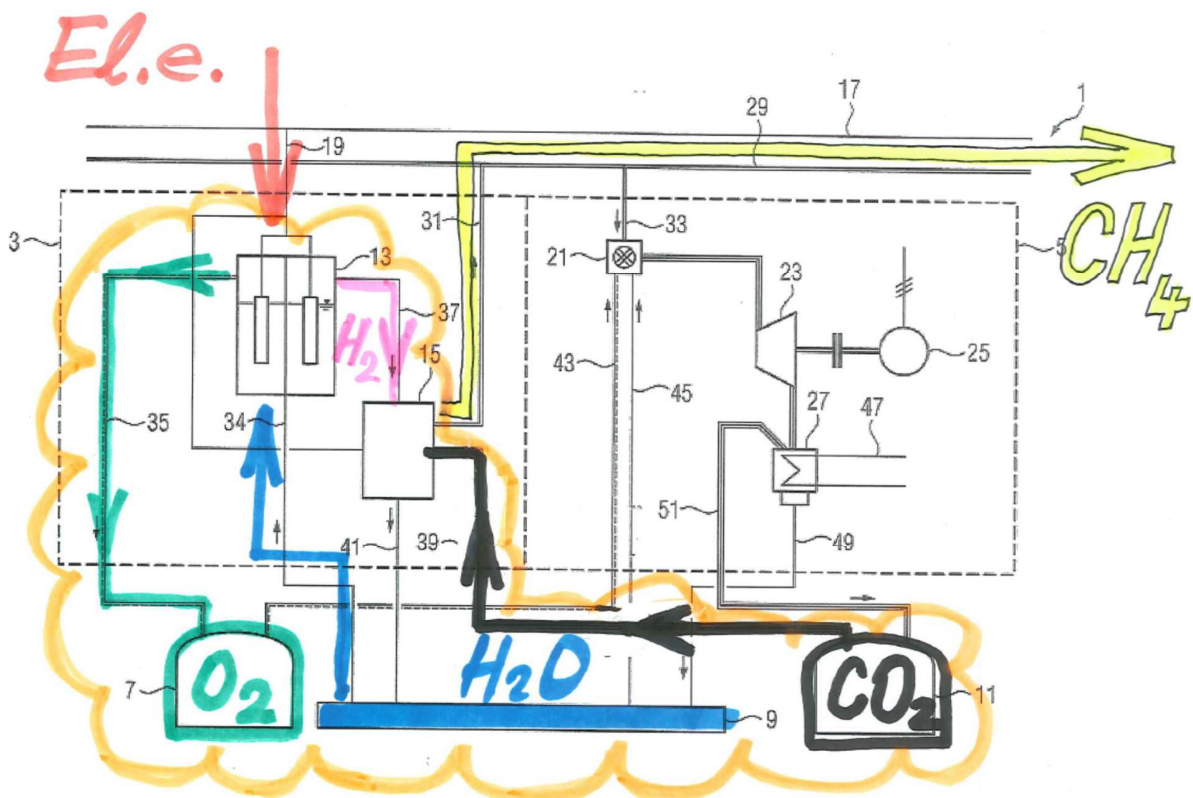
Obr. 14



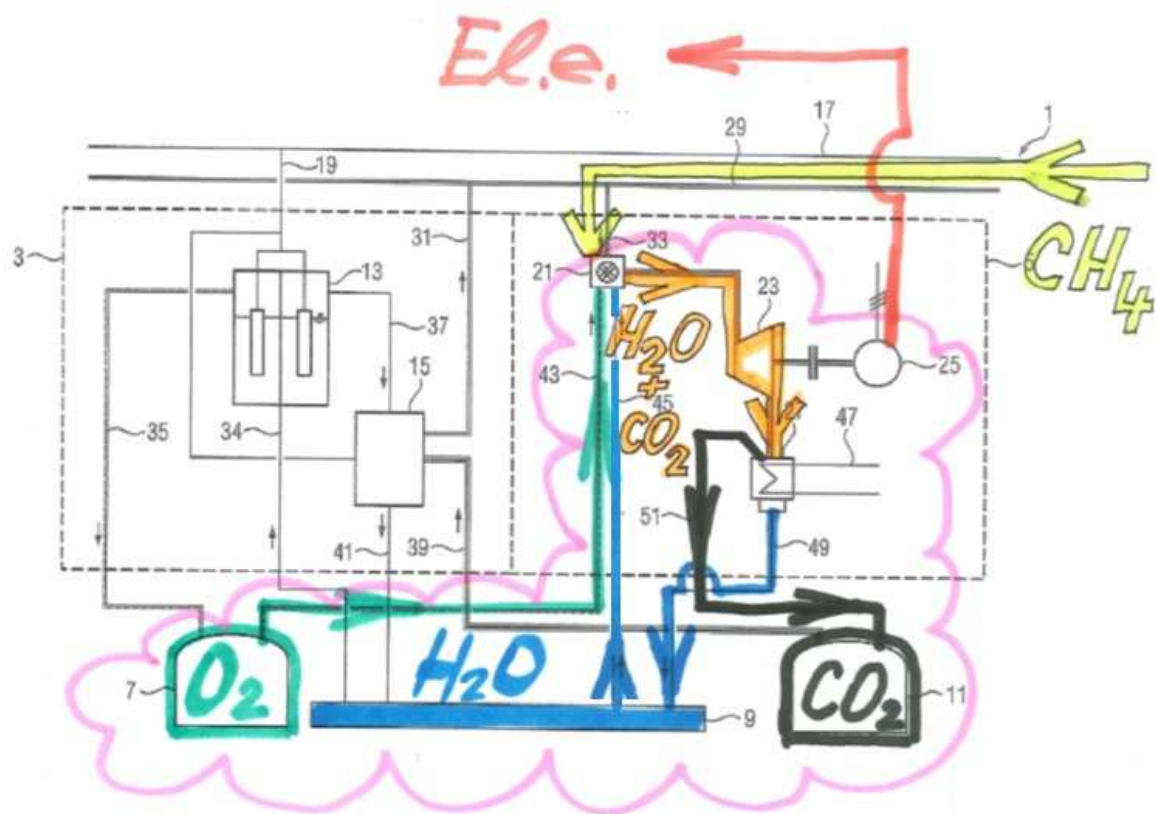
Obr. 15



Ob □ 16



Ob □ 17



Obr. 18

Termodynamické okolnosti velkokapacitní akumulace energie v chemické vazbě metanu

Ing, Milan Kořista, Ph.D.

Siemens Energy, s.r.o., odštěpný závod Industrial Turbomachinery

Přebytky energie povinně vykupované z neřiditelných obnovitelných zdrojů, jejichž instalovaný výkon v Evropě trvale roste, vyvolávají v elektrizační soustavě potřebu akumulace energie ve velkém měřítku. Příčina budoucí potřeby akumulace energie spočívá jednak v neřiditelnosti fotovoltaických a větrných elektráren a dále pak ve změně energetického mixu jednotlivých zemí Evropy. Růst instalovaného výkonu neřiditelných zdrojů snižuje množství energie dodávané z fosilních a jaderných zdrojů, které jsou však v současnosti rozhodující pro stabilitu sítě potažmo zajištění minimálních odchylek frekvence sítě od jmenovité hodnoty 50 Hz. Pokud budou existovat podmínky pro připojování dalších neřiditelných zdrojů s povinným odkupem energie z těchto zdrojů do elektrizační soustavy, tak bude narůstat potřeba nahradit stávající zdroje energie, které stabilizují síť, novými typy zdrojů a zařízení, které převezmou stabilizační funkci zdrojů, jež budou z energetického mixu vyřazeny. K celkovým úvahám o dopadu změny struktury zdrojů energetického mixu je třeba vzít v úvahu existující fluktuující obrovské přetoky elektrické energie mezi jednotlivými geografickými lokalitami v důsledku rozmanitosti počasí v různých lokalitách během dne a roku.

Stabilizační funkce nových zařízení může být odvozena od dvou fyzikálních principů. Buďto energii dodávanou do sítě v době přebytku výkonu zdrojů nad spotřebou, pouze maříme. Nebo tuto energii akumulujeme v zařízení, které je schopno energii dočasně uložit, a do sítě dodat v čase, kdy by bez připojení dalších zdrojů vznikala v elektrizační síti nerovnováha ve smyslu spotřeby převyšující dodávku. Technicky a realizačně je náročnější druhá varianta.

Teoretické způsoby akumulace velkého množství elektrické energie vyžadují její přeměnu v jiné druhy energií, které lze ve velkém měřítku efektivněji a snadněji uchovávat. Přitom musíme vzít v úvahu, že přeměny energií a jejich přeměna v teplo a práci podléhají omezením plynoucím z termodynamických zákonů. Obsahuje-li řetězec energetických přeměn navíc i chemické reakce, pak se k termodynamickým limitům přidávají další limity plynoucí z termochemických, případně termoelektrických zákonů. Přitom akumulační princip buďto nesdílí s okolím teplo, je tudíž adiabatický, a pak neobsahuje (nemůže obsahovat) tepelný cyklus, nebo není adiabatický. V ne-adiabatickém případě, připadají dvě možnosti. Že neobsahuje tepelný cyklus v energetickém slova smyslu (cyklus nekoná práci), ale jen odvádí do okolí nějaké teplo. Ve druhém případě obsahuje nějaký energetický tepelný cyklus. Z tohoto pohledu je zřejmé, že „adiabatičnost“ akumulačního zařízení umožňuje určitý typ termodynamické kategorizace akumulačních principů a zařízení.

V současnosti se zvažují způsoby akumulace související s přeměnami elektrické energie na následující druhy energií:

- Chemická energie a elektrochemická, přibližně adiabatická, přeměna v „malém“ měřítku. Poskytuje rychlé uvolnění energie, nevyužívá princip tepelného stroje. (Například lithium-iontový akumulátor, olověný akumulátor). Relativně nízká akumulační kapacita pro ekonomicky návratná řešení.
- Chemická energie a elektrochemická ne-adiabatická přeměna v „malém“ měřítku. (Například vysokoteplotní palivový článek). Relativně nízká akumulační kapacita pro ekonomicky návratná řešení. Nevyužívá princip tepelného stroje.
- Kinetická energie rotačního pohybu setrvačnicku a její přeměna pomocí elektrického točivého stroje. Systém pracuje přibližně adiabaticky. Poskytuje větší akumulační kapacitu pro ekonomicky návratná řešení. Nevyužívá princip tepelného stroje.

- Potenciální energie a její přeměna přečerpávací elektrárnou, nebo soustavou jeřábů zdvihajících, skládajících a spouštějících břemena do formy věže sestavené z břemen. Systém pracuje přibližně adiabaticky. Umožňuje velké kapacity. V Evropě jsou možnosti akumulace v přečerpávacích elektrárnách již prakticky vyčerpány z důvodů omezených zdrojů vody a vhodných geologických lokalit. Zvedání břemen se testuje a v případě různých soutěsek představuje dost možná atraktivní příležitost. Nevyužívá princip tepelného stroje.
- Entalpie stlačeného plynu. V případě vzduchu známo jako technologie CAES – Compressed Air Energy Storage. Teoreticky umožňuje velké kapacity, ale je vázáno na dostupnost velkých těsných dutin, které lze použít pro skladování stlačeného vzduchu. Může i nemusí využívat princip tepelného stroje. Může, a tedy i nemusí pracovat adiabaticky.
- Chemická energie a její přeměna pomocí tepelného stroje ve velkém měřítku. Teoreticky umožňuje velké kapacity. Zvažovanými zájmovými látkami pro akumulaci v chemické energii k pozdějšímu uvolnění energie jejich oxidací jsou:
 - Vodík – H_2 ,
 - Methan – CH_4 ,
 - Metanol – CH_4O ,
 - Fischer–Tropsch směs – C_nH_{2n+2} ,
 - Dimetylexer – CH_3OCH_3 ,
 - Čpavek – NH_3 .

Ke získání zájmových látek mohou být použity jak adiabatické principy (například elektrolýza), tak ne-adiabatické principy (například chemické reakce), nebo jejich kombinace. Tepelnými stroji využitými k přeměně akumulované energie pak mohou být všechny známé typy tepelných motorů a turbín. Systém jako celek není adiabatický.

Zaměřením článku jsou termodynamické okolnosti uložení energie v chemické vazbě metanu. Následující úvahy se proto týkají především akumulace pomocí ne-adiabatického zařízení využívajícího tepelný stroj. Zájmovými látkami zmiňovanými výše jsou látky oxidovatelné kyslíkem – O_2 buď jako čistou látkou, nebo jako složkou směsi (například ve vzduchu). Je zřejmé, že velké akumulární zařízení pracuje s velkými množstvími jak zájmové látky, tak oxidantu. Uvedené zájmové látky jsou studovány právě pro snadnou dostupnost jejich oxidantu ve formě vzduchu z atmosféry. Jsou zajímavé i z hlediska energie, které lze uvolnit jejich oxidací ve formě tepla.

Kromě uložení energie do jedné látky lze uvažovat i o uložení energie do kombinace více zájmových látek, pokud existuje jejich vhodná chemická reakce, která přináší nějaký buďto přímý, nepřímý zisk, či výhodu pro akumulární zařízení. Například samostatně uložený metan a kyslík – ($CH_4 + O_2$) kde případnou výhodou může být možnost následné oxidace metanu s vyloučením nějaké inertní látky, která je jinak obvyklou součástí oksylichovadla. V případě spalování metanu se vzduchem by se jednalo o vyloučený dusík – N_2 . Výhodou by bylo získávání oxidu uhličitého – CO_2 bez nutnosti jeho separace od dusíku – N_2 .

Ekonomika provozu energetických zdrojů vyžaduje nízké celkové náklady na:

- Pořízení výchozích látek chemických reakcí (reaktantů) pro získání zájmových látek,
- Zařízení přeměňující výchozí látky na produkt uchovávající energii v chemické vazbě,
- Separaci zájmových látek z vzniklých produktů reakcí,
- Uchování zájmových látek,
- Přepravu a rozvod zájmových látek z místa jejich výroby do míst spotřeby,
- Zařízení uvolňující energii ze zájmových látek uchovávajících energii v chemické vazbě na jiné druhy energie, nebo teplo,

- Ekologické dopady akumulace,
- Zajištění bezpečnosti provozu zařízení.

Na historii vývoje energetických zařízení lze nahlížet jako na vývoj v Hegelově spirále, kdy teze je popřena antitezí a prvky obou nese syntéza. Příkladně u pohonných zařízení v dopravě byl na začátku tezí parní stroj, pak antitezí spalovací motor a nyní je syntézou hybridní elektro–spalovací pohonná jednotka. Použijeme-li ideu Hegelovy spirály k odhadu vývoje budoucích energetických zařízení v důsledku pravděpodobných změn energetického mixu, pak akumulační schopnost těchto zdrojů bude patrně jedna z vlastností syntézy. Zhodnotíme-li výše uvedená limitující fakta, pak se metan – CH_4 jeví, jako jedna možná zajímavá látka pro uložení energie v chemické vazbě. Na rozdíl od vodíku – H_2 , který lze získat přímo z vody elektrolýzou, je pro metan dostupná celá infrastruktura jeho dopravy a rozvodu a skladování ve formě stávajících plynovodů. Plynárenská infrastruktura umožňuje nejenom skladování plynu (i vyčištěného syntetizovaného metanu), ale je možné ji použít i k transportu plynu paralelnímu k přetokům elektrické energie v elektrizační síti. To je významný ekonomický stimul pro úvahy o využití metanu – CH_4 .

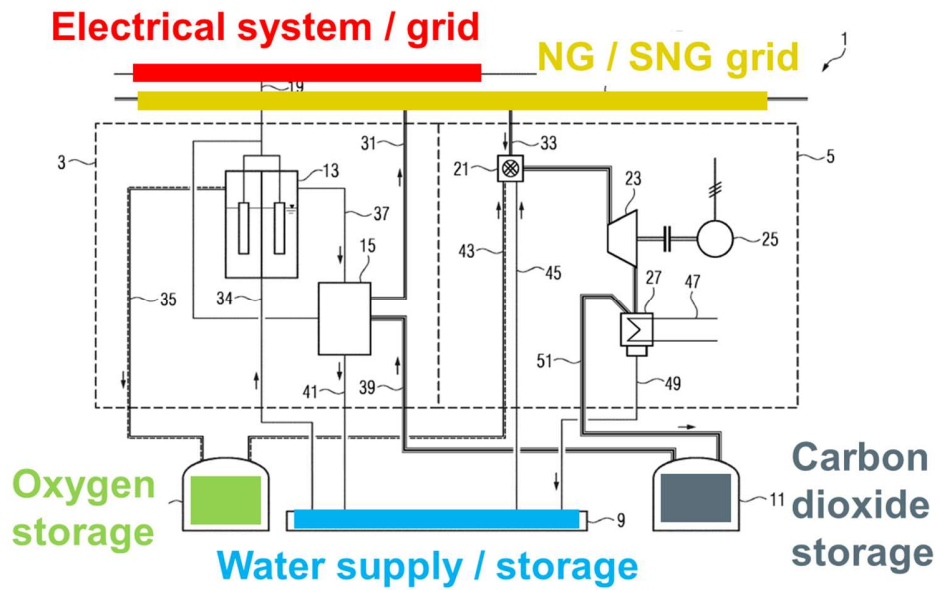
Syntetizujeme metan – CH_4 z oxidu uhličitého a vodíku – ($\text{CO}_2 + \text{H}_2$) a uvažme přitom, že výchozím způsobem k získání vodíku může být elektrolýza vody – H_2O , která produkuje separovaný kyslík a vodík ($\text{O}_2 + \text{H}_2$) obojí o vysoké čistotě. Přitom elektrolýza vody – H_2O realizovaná v několika paralelních jednotkách představuje spotřebič elektrické energie, který může být spínán dle okamžité potřeby využití nadbytečné energie v elektrizační síti.

Pak by pro akumulaci mohly být zvažovány následující výchozí a zajímavé látky a jejich kombinace:

- Samostatně uložený metan a kyslík – ($\text{CH}_4 + \text{O}_2$), jako kombinace pro uložení energie a okysličovadlo pro uvolnění této energie. Kyslík – O_2 bude uložen jako meziprodukt v rámci akumulačního zařízení. Metan – CH_4 lze skladovat v stávající plynárenské infrastruktuře.
- Oxid uhličitý – CO_2 , jako výchozí látka pro syntézu metanu je skladován jako meziprodukt v rámci akumulačního zařízení.
- Voda – H_2O , jako výchozí látka pro získání separovaného kyslíku a vodíku ($\text{O}_2 + \text{H}_2$) elektrolýzou. Přitom vodík – H_2 , je využit jako výchozí látka pro syntézu metanu a – O_2 pro následnou oxidaci metanu – CH_4 .
- Elektrická energie je akumulována z veřejné sítě a zpětně uvolňovaná do této sítě akumulačním zařízením.

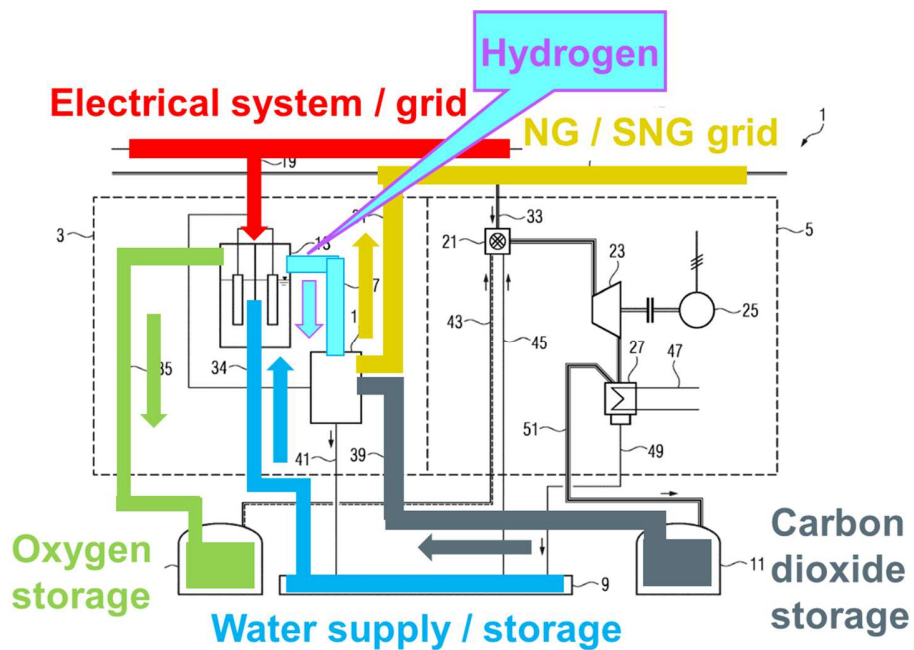
Teoretické akumulační zařízení ukládající energii do chemické vazby metanu – CH_4 viz obrázek 1 má se svým okolím (životním prostředím) čtyři rozhraní:

- Přípojka elektrizační sítě.
- Přípojka plynové rozvodné soustavy.
- Vodní zdroj.
- Zemská atmosféra pro vypouštění přebytečného oxidu uhličitého – CO_2 , nebo kyslíku – O_2 v případě nepotřebnosti.



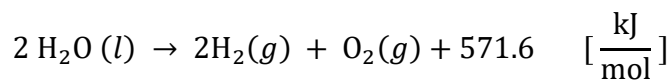
Obr.1: Rozhraní akumulčního zařízení s životním prostředím

V akumulčním režimu viz obrázek 2 je elektrolýzou rozkládána voda – H₂O a získáván separovaný kyslík a vodík (O₂ + H₂). Přitom vodík – H₂, je využit jako výchozí látka pro syntézu metanu – CH₄. Kyslík – O₂ je ukládán pro oxidaci metanu – CH₄ ve vybíjecí fázi akumulátoru. Metan – CH₄ získaný po separaci vody – H₂O je ukládán do plynárenské soustavy.



Obr.2: Nabíjecí cyklus akumulčního zařízení

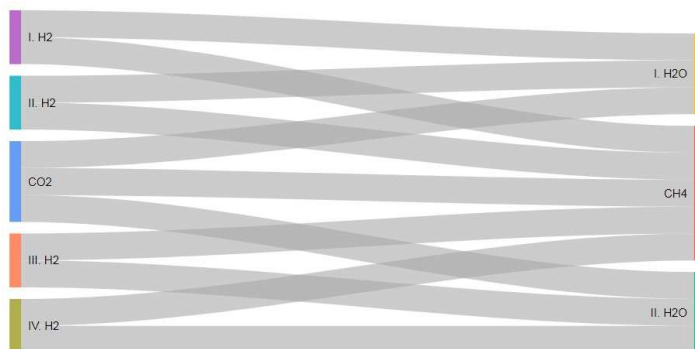
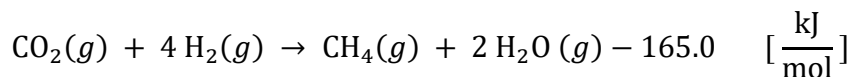
Rovnice rozkladu vody elektrolýzou pro standardní stav udává



Obr.3: Rozklad vody – H₂O v elektrolýzě

Elektrolýza je endotermní reakcí. Dvě molekuly vody – H₂O jsou rozloženy na tři molekuly kyslíku a vodíku (O₂ + 2 H₂), reakce zvětší látkové množství (nikoliv hmotnostní množství!) viz obrázek 3. Pokud bychom oba plyny považovali za ideální a rozklad by probíhal izobaricko–izotermicky v plynném skupenství, pak by byl poměr výstupního k vstupnímu průtoku v poměru 3/2.

Rovnice chemické reakce, známé jako Sabatierův proces, probíhá v plynném skupenství za přítomnosti katalyzátoru obsahujícího například nikl a udává pro standardní stav

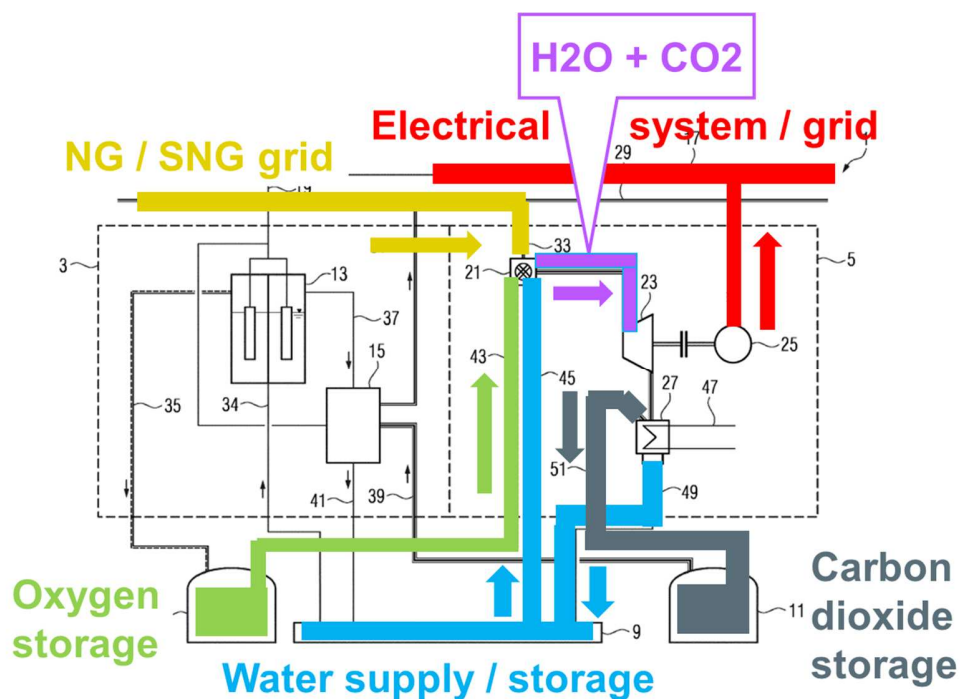


Obr.4: Sabatierův proces

Sabatierův proces je exotermní. Pět molekul oxidu uhličitého a vodíku – (CO₂ + 4 H₂) reagují na tři molekuly metanu a vody (CH₄ + 2 H₂O), reakce zmenší látkové množství viz obrázek 4. Poměr výstupního k vstupnímu průtoku je při předpokladu chování dle ideálního plynu a izobaricko–izotermického průběhu reakce v poměru 3/5.

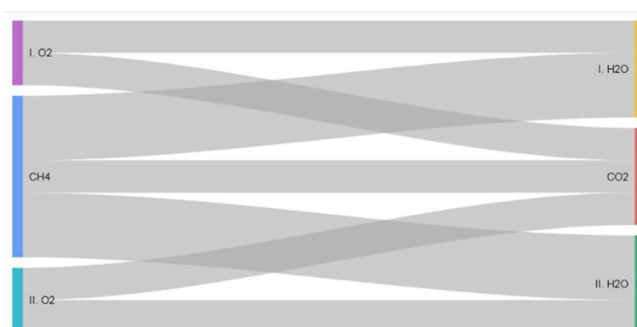
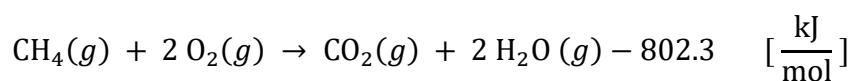
Pro další úvahy uveďme, že izobaricko–izotermický průběh obou reakcí je přijatelný předpoklad, neboť zamýšlíme sestavit kontinuálně pracující zařízení. Obě zařízení jsou v takovém případě trvale chlazená.

Ve vybíjecím režimu akumulčního zařízení viz obrázek 5 je metan – CH₄ z plynárenské sítě oxidován kyslíkem – O₂ při následném vstříku vody – H₂O, která odpařením chladí získanou směs oxidu uhličitého a vody (CO₂ + 2 H₂O) na nižší teplotu, přičemž vzroste molární zlomek vody – H₂O. Po expanzi směs oxidu uhličitého a vody (CO₂ + 2 H₂O) v turbíně, kdy je vykonána technická práce pro pohon generátoru, je voda – H₂O částečně separována ze směsi destilací. Přitom je získána směs bohatá na oxid uhličitý – CO₂, který po oddělení zbytku vody – H₂O je ukládán jako meziprodukt pro další nabíjecí cyklus akumulátoru.



Obr.5: Vybíjecí cyklus akumulčního zařízení

Rovnice reakce pro uvolnění energie chemické vazby metanu udává



Obr.6: Oxidace metanu – CH₄ kyslíkem – O₂

Oxidace metanu – CH_4 je proces exotermní. Látkové množství reaktantů vůči produktům se nemění viz obrázek 6.

Tři reakce výše udávají základní myšlenkovou osu přeměny elektrické energie na energii chemické vazby a její zpětné uvolnění ve formě tepla pro získání technické práce pro pohon generátoru a dodávku energie do veřejné elektrické sítě.

Konfigurace zařízení, které sleduje tuto myšlenkovou osu, však musí respektovat výše zmiňované termodynamické, termochemické, elektrochemické a ekonomické limity. Srovnáme-li jevy v klasických tepelných energetických strojích s popsaným zařízením, vidíme, že obsahuje navíc další zařízení:

- Elektrolyzér.
- Metanizační reaktor.
- Oxidační reaktor metanu bez přítomnosti inertního plynu.
- Destilátor destilující vodu – H_2O v kapalném skupenství ze směsi oxidu uhličitého a vody ($\text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$) v plynném skupenství.
- Separační procesy, například vodu – H_2O ze směsi metanu a vody ($\text{CH}_4 + \text{H}_2\text{O} + \dots$) v plynném skupenství.

Srovnáním dojdeme k poznání, že funkce takového akumulátoru obsahujícího tepelný stroj je spojena s jevy (či okolnostmi), které nejsou v klasické tepelné ani jaderné energetice přítomny, a tudíž v této souvislosti ani studovány. Jedná se například o:

- Zahrnutí vlivu práce „jiné“ než objemové či technické na I. zákon termodynamiky,
- Izobaricko-izotermický proces elektrolýzy zahrnující práci elektrickou,
- Izobaricko-izotermický proces v reaktoru syntetizujícím metan zahrnující chemickou rovnováhu produktu metanu s reaktanty ($\text{CH}_4 + \text{H}_2\text{O} + \text{CO}_2 + \text{H}_2 + \dots$)
- Adiabatický reaktor s disociací produktů spalování metanu s kyslíkem ($\text{CH}_4 + \text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O} + \text{CO} + \text{O}_2 + \text{H}_2 + \text{OH} + \dots$).
- Izobarickou fázovou přeměnu páry ze směsi vody a oxidu uhličitého zahrnující fázovou rovnováhu směsi.

Prokáže-li se v budoucnosti nutnost akumulace elektrické energie do chemické energie, pak bude potřeba tyto jevy zahrnout a respektovat v návrhu a konfiguraci akumulátoru. Například tak, jako Carnotova účinnost prostřednictvím teplot zdroje a odvodu tepla limituje teoreticky maximální dosažitelnou účinnost tepelného stroje pracujícího mezi dvěma teplotními hladinami, tak prostřednictvím vztahu obsahujícím Gibbsovu energii je limitována maximální teoretická účinnost elektrolyzéro. Zahrnutí těchto jevů a jejich limitů do výpočtových modelů energetických zařízení bude do pro komunitu stávající tepelné energetiky do určité míry výzvou.

V termodynamickém popisu výše uvedených jevů se pro otevřený termodynamický systém pracuje s fyzikálními veličinami

- Práce „jiná“ než objemová či technická,
- Gibbsova energie,
- Chemický potenciál.

Alternativní možnost akumulace v energii chemické vazby metanu – CH_4 přináší termodynamické výzvy, se kterými se současná tepelná energetika nesetkává.

První věta termodynamiky zahrnující jevy v chemickém reaktoru a elektrolyzáru akumulátoru je oproti formulaci vhodné pro tepelnou energetiku rozšířena o práci chemickou a elektrickou. Povaha těchto příspěvků je jiná než povaha práce objemové, nebo technické. Chemický potenciál a Gibbsova energie vystupují v popisu fázových a chemických rovnováh, které jsou součástí vnitřních procesů akumulátoru. Použitý termodynamický aparát vykazuje překvapivou shodu s aparátem biofyziky použitým pro popis některých dílčích jevů v živých organismech.

Jednoduchým jevem vhodným pro úvodní porozumění úloze Gibbsovy energie v energetických systémech a složitějších systémech s chemickými reakcemi může být skupenská (vratná fázová) přeměna čisté látky. Například kondenzace čisté páry. Z experimentálních podkladů a jejich zobecnění víme, že probíhá za konstantního tlaku p a teploty T při změně objemu V a sdílení tepla Q , tedy v souladu s II. termodynamickým zákonem při změně entropie S .

$$\Delta S = \frac{Q}{T}$$

Jelikož změna skupenství probíhá při konstantním tlaku tak je teplo rovno změně entalpie H .

$$Q = \Delta H$$

Složení obou rovnic získáme vztah, kdy na levé straně je kombinace rozdílů stavových veličin při skupenské přeměně a pravá určuje, že tento rozdíl je nulový. Veličiny na levé straně jsou pouze stavové veličiny a výsledek tedy nezávisí na „cestě“, po které byl proces přeměny vykonán. Levá strana má tedy také vlastnosti rozdílů nějaké stavové veličiny a nazývá se Gibbsova energie G .

$$\Delta H - T\Delta S = 0$$

$$\Delta G = 0$$

$$G = H - TS$$

Kritériem skupenské přeměny pára–kapalina čisté látky je podmínka nulového rozdílu Gibbsovy energie syté kapaliny a páry. Hlubší úvahy vedou k zobecnění tohoto poznatku na libovolnou skupenskou přeměnu čisté látky.

Nabízí se otázka, jaké další vlastnosti má Gibbsova energie a jestli není použitelná ke kvantifikování nějakých jevů souvisejících s přeměnami energie. Skupenská přeměna souvisí s určitým druhem přeměny energie. Zkoumejme, jak souvisí Gibbsova energie s I. zákonem termodynamiky. Akumulační princip uvedený výše předpokládá práci elektrického proudu v elektrolyzáru a energetické přeměny při chemických reakcích. Tyto energetické přeměny nejsou obecně spojeny s prací objemovou, či prací technickou. Označme část práce systému W , která není spojena s těmito pracemi jako $W_{jiná}$. Symbol d označuje neúplný diferenciál. Spojená formulace I. a II. věty termodynamické pak v případě zahrnutí těchto procesů nabude pro otevřený systém tvaru

$$dH = TdS + Vdp + dW_{jiná}$$

V případě, že systém nekoná technickou práci, pak rovnice nabude tvar

$$dH = TdS + Vdp + dW_{jiná}$$

Dosadíme-li do rovnice výše za TdS vyjádření pomocí diferenciálu Gibbsovy energie

$$dG = dH - dTS - TdS$$

A zúžíme-li úvahy na izobaricko–izotermické děje, tedy

$$dT = 0$$

$$dp = 0$$

Pak dospějeme k rovnosti

$$dG = dW_{jiná}$$

Tím je prokázána další užitečná vlastnost Gibbsovy energie v otevřeném systému. Její změna při izobaricko–izotermické změně stavu systému je úměrná práci systému jiné než technické. Například práci elektrické, nebo chemické.

Při změně skupenství čisté látky v uzavřeném systému dochází ke změně počtu částic látky v jednom a druhém skupenství. Celkovou Gibbsovu energii tohoto systému lze vyjádřit součtem Gibbsových energií jednotlivých skupenství.

$$G = nG_m$$

Pro nevratné děje v izolovaných systémech stanovuje II. věta termodynamiky, že platí

$$dS \geq 0$$

A v termodynamické rovnováze nabývá maxima.

Oproti tomu o Gibbsově energii lze dokázat, že při nerovnovážných dějích v uzavřených systémech při izobaricko–izotermických podmínkách tato energie klesá

$$dG \leq 0$$

A v termodynamické rovnováze nabývá minima. V tomto stavu systém dosahuje chemické rovnováhy.

Změna Gibbsovy energie části systému v jednom skupenství vztažená ke změně počtu částic přecházejícího do druhého skupenství je další veličinou odvozenou z Gibbsovy energie a nazývá se chemický potenciál μ . Změna je prováděna opět za izobaricko–izotermických podmínek. Pomocí této veličiny lze definovat chemickou práci systému a chemickou rovnováhu reagující směsi.

$$\mu = \left(\frac{\partial G}{\partial n} \right)_{p,T}$$

Chemický potenciál určuje směr chemických a fyzikálních dějů. Při hledání rovnováhy skupenství, nebo rovnováhy produktů a reaktantů chemické reakce je rovnost chemických potenciálů kritériem jejího dosažení.

První věta termodynamická pak v případě zahrnutí chemické práce v otevřeném systému nabude tvaru

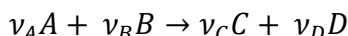
$$dH = TdS + Vdp + \mu dn$$

A v případě zahrnutí elektrické práce nabude tvaru

$$dH = TdS + Vdp + \mu dn + QdU$$

Termodynamické poznatky uvedené výše se úzce vztahují k akumulaci elektrické energie do chemické vazby metanu – CH₄ pro zařízení, jehož ideová osa byla uvedena dříve. Takovéto energetické zařízení obsahuje i komponenty, jež lze popsat metodami klasické technické tepelné termodynamiky.

Uložení energie ve formě chemické energie se děje prostřednictvím chemických reakcí. Mezi látkovými množstvími reaktantů a produktů chemických reakcí je vztah daný chemickou rovnováhou. Nepřekvapuje, že pro kontinuálně pracující průtočný reaktor (tedy izobaricko–izotermický proces) v této rovnováze opět hraje roli určitá forma Gibbsovy energie. Uvažujme chemickou reakci



Kde ν_A, ν_B , respektive ν_C, ν_D , jsou stechiometrická molární množství reaktantů A, B , respektive produktů C, D .

Guldbergův–Waageův zákon stanovuje rovnovážné složení směsi reaktantů a produktů chemických reakcí pro rovnovážnou konstantu $K_{eq}(T)$, která je závislá na teplotě.

$$K_{eq}(T) = \frac{a_C^{\nu_C} a_D^{\nu_D}}{a_A^{\nu_A} a_B^{\nu_B}}$$

Veličiny a_A, a_B, a_C, a_D jsou aktivity reaktantů a produktů reakce. V souladu se zaměřením tohoto článku se omezíme pouze na reakce v plynné fázi a navíc ještě zúžíme úvahy na kaloricky nedokonalý model ideálního plynu. Hodnoty aktivit pak lze vyjádřit jednoduše poměrem parciálního tlaku složky a tlaku standardního stavu $p_{st} = 101315 \text{ Pa}$

$$a_A = \frac{p_A}{p_{st}}, a_B = \frac{p_B}{p_{st}}, a_C = \frac{p_C}{p_{st}}, a_D = \frac{p_D}{p_{st}}$$

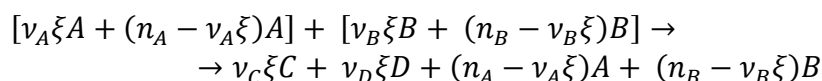
Pak lze rovnovážnou konstantu reakce vyjádřit pomocí změny Gibbsovy energie $\Delta_r G_m^o(T)$, která v případě uvedeného typu stavové rovnice závisí jen na teplotě, a kde R je univerzální plynová konstanta.

$$K_{eq}(T) = \exp \left[-\frac{\Delta_r G_m^o(T)}{RT} \right]$$

Změnu Gibbsovy energie při reakci $\Delta_r G_m^o$, která v případě uvedeného typu stavové rovnice závisí jen na teplotě, lze vyjádřit pomocí definice molární Gibbsovy energie, slučovací entalpie látek účastnících se reakce $\Delta_{sl} H_{m,i}^o$, teploty standardního stavu $T_{st} = 298,15 \text{ K}$ a stechiometrických koeficientů reakce.

$$\begin{aligned} \Delta_r G_m^o(T) = & \{ \nu_C H_{m,C}^o(T) + \nu_D H_{m,D}^o(T) - [\nu_A H_{m,A}^o(T) + \nu_B H_{m,B}^o(T)] \} \\ & - \{ \nu_C H_{m,C}^o(T_{st}) + \nu_D H_{m,D}^o(T_{st}) - [\nu_A H_{m,A}^o(T_{st}) + \nu_B H_{m,B}^o(T_{st})] \} \\ & - T \{ \nu_C S_{m,C}^o(T) + \nu_D S_{m,D}^o(T) - [\nu_A S_{m,A}^o(T) + \nu_B S_{m,B}^o(T)] \} \\ & + \{ \nu_C \Delta_{sl} H_{m,C}^o(T) + \nu_D \Delta_{sl} H_{m,D}^o(T) - [\nu_A \Delta_{sl} H_{m,A}^o(T) + \nu_B \Delta_{sl} H_{m,B}^o(T)] \} \end{aligned}$$

Do reakce jsou vložena látková množství n_A látky A , respektive n_B látky B . Reakce v kontinuálně pracujícím průtočném reaktoru se při izobaricko–izotermickém procesu zúčastní pouze množství látek $\nu_A \xi A$, respektive $\nu_B \xi B$. Veličina ξ se nazývá rozsah reakce.



Látka	Látková množství před reakcí	Látková množství po částečné reakci
A	n_A	$n_A - \nu_A \xi$
B	n_B	$n_B - \nu_B \xi$
C	0	$\nu_C \xi$
D	0	$\nu_D \xi$
Celkem	$n_A + n_B$	$n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi$

Stavu po částečné reakci odpovídají parciální tlaky jednotlivých složek směsi dle vztahů

$$p_A = p \frac{n_A - \nu_A \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}$$

$$p_B = p \frac{n_B - \nu_B \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}$$

$$p_C = p \frac{\nu_C \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}$$

$$p_D = p \frac{\nu_D \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}$$

Reakce mění látková množství a parciální tlaky produktů a reaktantů nezúčastňujících se reakce v závislosti na stechiometrických koeficientech látek, které se účastní reakce i na rozsahu reakce. V případě stavového chování reaktantů a produktů dle stavové rovnice ideálního plynu se tak reakcí mění i objem látky protékající reaktorem.

Poté, co reakce dosáhne chemické rovnováhy, lze rovnovážná látková množství reaktantů a produktů stanovit spojením obou vztahů pro rovnovážnou konstantu reakce. Aktivity přitom vyjádříme pomocí relativních parciálních tlaků vůči tlaku standardního stavu (v souladu s předpokladem o použitém modelu stavového chování plynných látek účastnících se reakce).

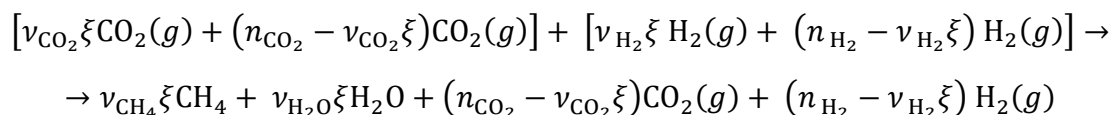
$$\exp \left[-\frac{\Delta_r G_m^{\circ}(T)}{RT} \right] = \frac{\left(\frac{p_C}{p_{st}} \right)^{\nu_C} \left(\frac{p_D}{p_{st}} \right)^{\nu_D}}{\left(\frac{p_A}{p_{st}} \right)^{\nu_A} \left(\frac{p_B}{p_{st}} \right)^{\nu_B}}$$

Rozsah reakce je pak jednoznačně určen po dosazení vztahů pro parciální tlaky do rovnice výše.

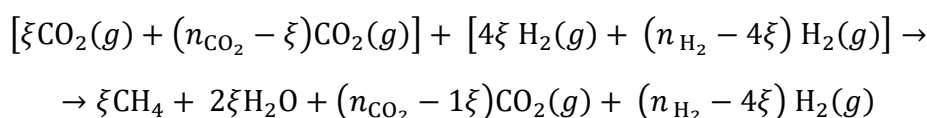
$$\exp \left[-\frac{\Delta_r G_m^{\circ}(T)}{RT} \right] = \frac{\left(\frac{p \frac{\nu_C \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}}{p_{st}} \right)^{\nu_C} \left(\frac{p \frac{\nu_D \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}}{p_{st}} \right)^{\nu_D}}{\left(\frac{p \frac{n_A - \nu_A \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}}{p_{st}} \right)^{\nu_A} \left(\frac{p \frac{n_B - \nu_B \xi}{n_A + n_B + (\nu_C + \nu_D - \nu_A - \nu_B) \xi}}{p_{st}} \right)^{\nu_B}}$$

Detailní rozbor tohoto vztahu ukazuje, že chemická reakce v kontinuálně pracujícím průtočném reaktoru při izobaricko–izotermickém procesu nevyhnutelně probíhá jen částečně. Směs vystupující z reaktoru musí obsahovat i část reaktantů, které se nezúčastní reakce.

V případě Sabatierovy reakce tedy na výstupu z reaktoru získáme jak požadovaný metan – CH₄ a druhý průvodní produkt reakce vodu – H₂O, tak i původní oxid uhličitý – CO₂ a vodík – H₂.

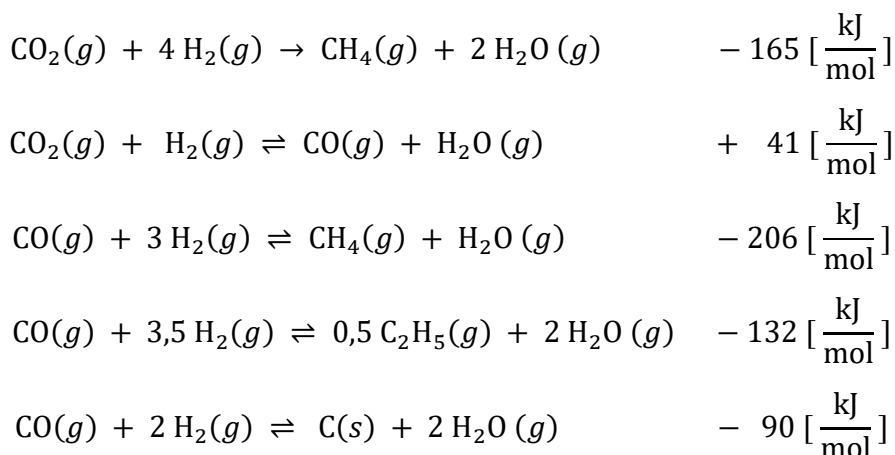


Rovnice při použití číselných hodnot stechiometrických koeficientů Sabatierovy reakce nabude tvar

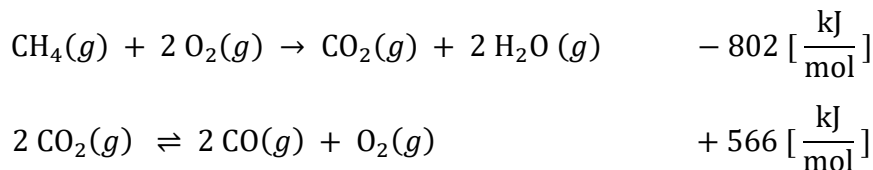


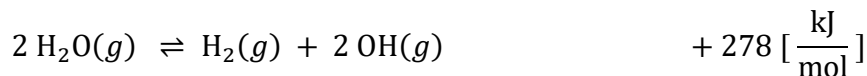
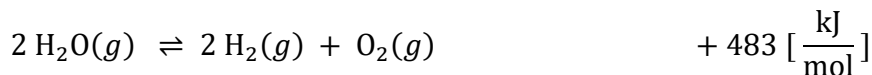
Výše uvedený rozbor platí pro případ, kdy v reaktoru probíhá jenom jedna reakce.

V metanizačním reaktoru bohužel probíhají i paralelní konkurenční reakce k Sabatierově reakci. Příčina spočívá v tom, že reaktanty obsahují tři chemické prvky, pro které existuje více než jedna chemická reakce. Celkový počet teoreticky možných chemických reakcí těchto prvků je vysoký. Proto, pokud použijeme experimentálních výsledků tak zjistíme, že dostatečný model reprezentující reálné chování hydrogenace oxidu uhličitého – CO₂ obsahuje tyto reakce:



Podobně v reaktoru spalujícím metan – CH₄ s kyslíkem – O₂ probíhají paralelní konkurenční reakce, které jsou vlivem vysokých teplot disociačního charakteru. Experimentální podklady ukazují, že dostatečný model reprezentující reálné chování spalování metanu – CH₄ s kyslíkem – O₂ obsahuje tyto reakce:





Chemická rovnováha je v obou případech výše řešena jako soustava rovnic pro chemické rovnováhy všech zúčastněných reakcí. Přitom je nutno uvažovat, jak se vzájemně ovlivňují parciální tlaky jednotlivých látek reakcemi, kterých se tyto látky účastní.

Z analýzy výsledků chemické rovnováhy obou případů plyne nutnost použít za reaktory akumulátoru separační procesy k odloučení jak nežádoucích průvodních produktů reakcí, tak zbylých množství reaktantů těchto reakcí.

Za metanizačním reaktorem je nutno odlučovat jak nežádoucí vodu – H₂O, oxid uhličitý – CO₂ a vodík – H₂, ale též oxid uhelnatý – CO.

Za „oxyfuel“ reaktorem oxidujícím metan – CH₄ kyslíkem – O₂ je pro další nabíjecí chod akumulátoru nutno odlučovat nejen nežádoucí vodu – H₂O, ale i oxid uhelnatý – CO a následně řešit jeho využití v procesu akumulátoru, neboť jej nelze vypouštět do atmosféry. Dalším důležitým projevem chemické rovnováhy při stechiometrickém spalování je snížení teploty nechlazeného plamene disociačními reakcemi oproti případu, kdy bychom předpokládali úplný průběh oxidační reakce samotné. Například za barometrických podmínek by se teplota nechlazeného plamene pohybovala někde v oblasti 5100 až 5200 K. Se započtením vlivu disociačních reakcí je teplota nechlazeného plamene přibližně 3217 K, přičemž v tomto stavu obsahují spalné plyny výrazné množství vodíku – H₂, kyslíku – O₂ a oxidu uhelnatého – CO, nikoliv jen oxid uhličitý – CO₂ a vodu – H₂O.

Separací procesy vyžadují vynaložení dodatečné práce, jejíž minimální termodynamicky nutnou velikost lze opět stanovit pomocí Gibbsovy energie.

Vznikne-li v budoucnu potřeba akumulovat elektrickou energii ve formě chemické energie a budou-li ekonomické a ostatní působící podmínky příznivé pro využití metanu – CH₄ pro tento účel, pak budou výše naznačené termodynamické principy představovat fyzikálně nepřekročitelné limity těchto zařízení podobně, jako Carnotova účinnost limituje tepelný cyklus z pohledu maximální dosažitelné účinnosti vzhledem k teplotám přívodu a odvodu tepla.

Stavová veličina Gibbsova energie pak bude při návrhu těchto energetických akumulačních zařízení stejně často diskutovanou fyzikální veličinou, jako je dnes entalpie v případě stávajících tepelných energetických cyklů. Zajímavou okolností též je, že termodynamické principy a postupy, které je nutné použít k popisu akumulátoru energie ukládajícího energii ve formě chemické vazby zájmové látky, jsou shodné s nástroji používanými biofyzikou pro popis dílčích jevů v živých organismech.

Velkokapacitní akumulace vysokopotenciálního tepla - aktivity a pilotní jednotky

Tomáš Melichar

Centrum výzkumu Řež, s.r.o.

Příspěvek je zaměřen na aktuální vývoj velkokapacitní akumulace vysokopotenciálního tepla a na popis konkrétních aktivit Centra výzkumu Řež a dalších partnerů v této oblasti. Tento koncept akumulace energie umožňuje ukládání přebytkové energie z obnovitelných zdrojů, z elektrické sítě nebo odpadního tepla a zpětné využití uložené energie ve formě kombinované výroby elektřiny a tepla nebo vysokopotenciálního tepla pro průmyslové nebo energetické aplikace v době zvýšené poptávky. Výhodou je možnost škálovatelnosti takových systémů do prakticky neomezených kapacit a výkonů, jednoduchost a kompaktnost technologie, relativně nízké investiční náklady a využití dostupných a životnímu prostředí nezávadných materiálů a komponent. Případné nasazení takové technologie může významně přispět ke stabilizaci přenosové soustavy a dodávek tepla, dekarbonizaci energetiky a průmyslu a snížení závislosti na dodávkách primárních zdrojů energie a komponent energetických zařízení. Systémy lze pak využít pro poskytování podpůrných služeb, obchodování na denním trhu s elektřinou, kompenzaci odchylek výrobních lokalit a v případě kombinace s fosilními bloky k úspoře fosilních paliv a emisních povolenek.

Centrum výzkumu Řež je aktivní v oblasti výzkumu a vývoje takových systémů. Jednou z aktivit je hodnocení proveditelnosti různých konceptů tepelné akumulace, lišící se například skupenstvím a typem akumulačního materiálu. Volba akumulačního materiálu významně ovlivňuje provozní charakteristiky a parametry systému a ten lze tak navrhnout pro široké spektrum aplikací. Experimentálně byly hodnoceny například koncepty uvažující akumulační materiál ve formě kameniva, roztavených solí nebo slitin hliníku s využitím skupenského tepla tání. I na základě těchto aktivit byl v roce 2023 zahájen projekt Národní centrum pro energetiku II podpořený TAČR. V rámci tohoto projektu je realizována pilotní akumulační jednotka umístěná v reálném energetickém provozu a pracující při odpovídajících parametrech.

Pilotní jednotka s předpokládanou kapacitou 16 MWh tepelné energie a shodným nabíjecím a vybíjecím výkonu 4 MW bude umístěna v areálu Teplárny Mělník a bude propojena se stávající teplárenskou infrastrukturou. Nabíjení bude prováděno konverzí přebytkové elektrické energie na teplo, které pak bude ukládáno v roztavených solích. Vybíjení pak bude zajištěno produkcí přehřáté páry z akumulovaného tepla. Přehřátá pára pak bude dodávána do existující parní sběrný a bude využita teplárenským provozem. Technologie akumulace do roztavených solí je již rozšířená a ověřená v oblasti koncentrované solární energie, v kombinaci s tepelnými elektrárnami a teplárnami je však zkušenost omezená. Cílem vznikající pilotní jednotky je tak prokázání funkčnosti a spolehlivosti technologie v prostředí lokální energetiky a získání provozních a techniko-ekonomických dat. V případě úspěšného provozu by tak mělo jít o poslední krok před aplikací technologie ve větším měřítku. Realizace pilotní jednotky je aktuálně ve fázi přípravy projektové dokumentace a zprovoznění se předpokládá v letech 2027-2028. Do řešení aktivity jsou dále zapojeni partneři ÚJV řež, a.s., Energotrans, a.s., Provyko, s.r.o. a ČEZ, a.s.



Tento výsledek vzniká díky statní podpoře Technologické agentury ČR v rámci programu Národní centra komeptence, u projektu TN02000012 „Centrum pokročilých jaderných technologií II“ a je spolufinancován v rámci Národního plánu obnovy z evropského Nástroje pro oživení a odolnost.

Stvořeno pro život



Elektrická řešení průmyslových kotlů Bosch

S elektrickými kotli Bosch získáte moderní a udržitelný zdroj tepla i páry s maximální účinností až **99,6 %**. Tyto kotle využívají **100% elektrickou energii**, což umožňuje snížení emisí CO₂ a efektivní využití přebytků elektřiny z fotovoltaiky, vodních či větrných elektráren.

	Elektrický horkovodní kotel ELHB	Elektrický parní kotel ELSB
Teplonosné médium	horká voda	středotlaká sytá pára
Výkon	od 250 do 5 500 kW	od 350 do 7 500 kg/h
Zdroj energie	el. energie (380/400/690 V)	el. energie (400/690 V)
Maximální úroveň tlaku	až 16 bar	až 24 bar
Maximální teplota	až 190 °C	až 224 °C
Maximální účinnost	až 99,6 %	až 99,6%

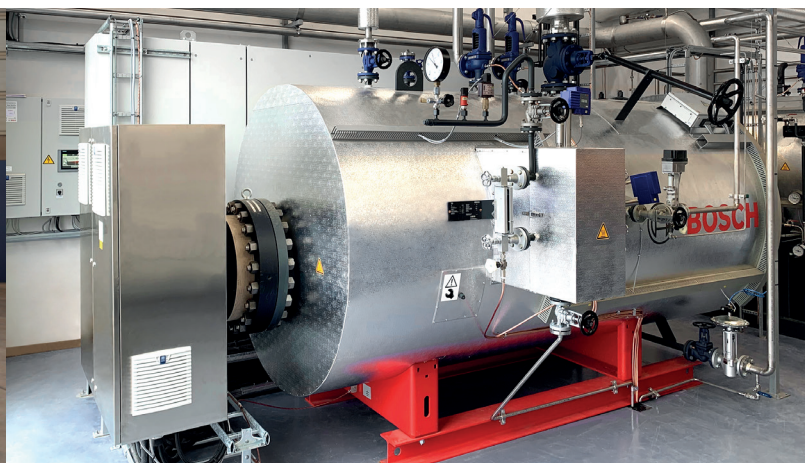
Společně přizpůsobíme elektrický kotel vašim výrobním procesům i místním požadavkům – od rozsahu vystrojení a možností řízení kotle až po systém vzdálené správy **MEC Remote** či integraci do nadřazené regulace.

Náš tým odborníků Bosch vám zajistí kompletní podporu – od návrhu řešení a uvedení kotle do provozu až po servis a pravidelnou údržbu. Jsme tu pro Vás.

Elektrický horkovodní kotel ELHB



Elektrický parní kotel ELSB



E-mail: prumyslove-kotle@cz.bosch.com
LinkedIn: Průmyslové kotle Bosch ČR
www.prumyslovekotle.cz



Sustainable heat.
Industrial experts.

Jaderná energetika v ASEK

XXXII. Ročník konference Kotle, Tepelná a Jaderná Energetika 2025

Brno, 24.-26.března 2025

Pavel Šotola

Vrchní ministerský rada

Sekce energetiky a jaderných zdrojů, MPO



MINISTRY OF
INDUSTRY AND TRADE

Ministerstvo průmyslu a obchodu



Strategický význam jaderné energetiky pro dosažení strategických cílů ČR - zajištění:

- Energetické bezpečnosti, s důrazem na zásoby a dostupnost paliv, nezávislost na klimatických podmínkách a stabilitě Elektrizační soustavy
- Konkurenceschopnosti, s důrazem na dostupné ceny energií, především elektřiny, charakterizované celkovými váženými průměrnými náklady (LCOE), systémové náklady a navazující národohospodářský přínos
- Udržitelnosti, s důrazem nízko-emisní charakter zdroje, malý zábor půdy a nižší spotřebu materiálů a hmot
- Udržení a rozvoj průmyslového odvětví s vysokou přidanou hodnotou pro hospodářství ČR
- Udržení a obnova znalostní základny

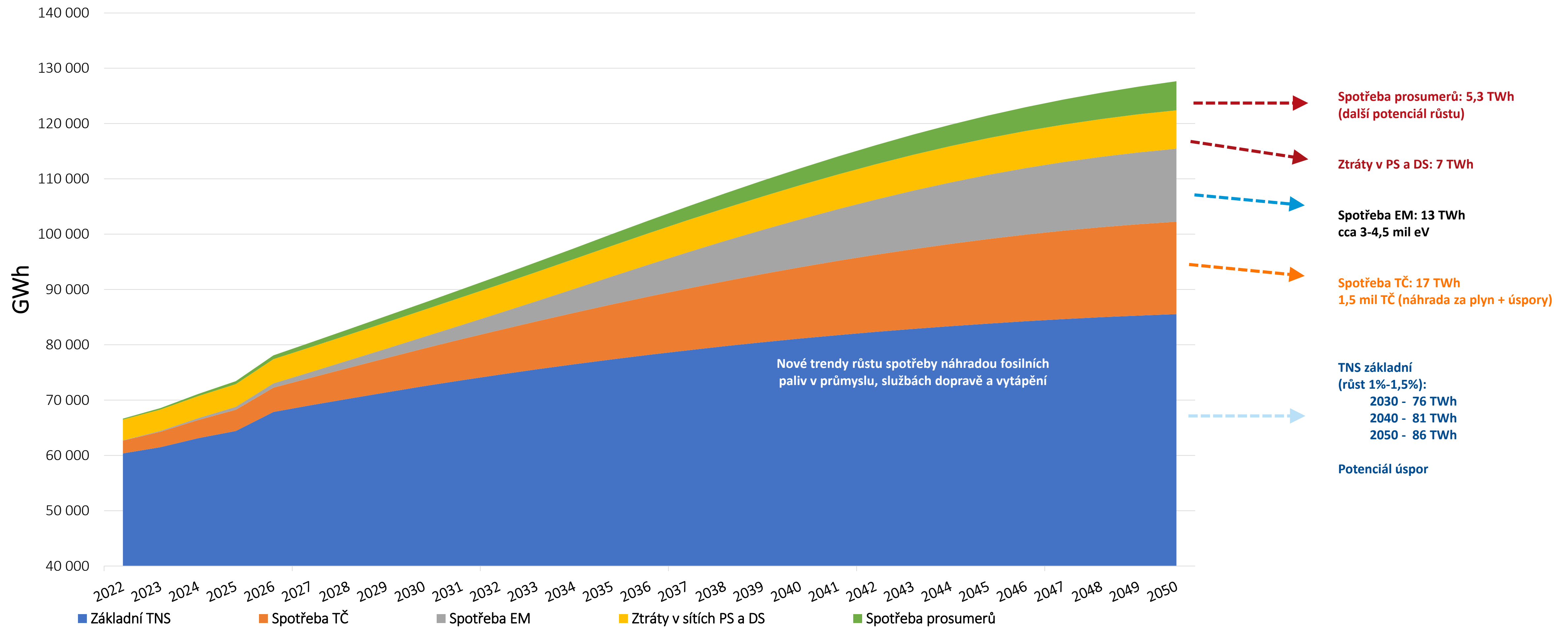
Koncepční a politická úroveň

- Stávající Státní energetická koncepce (2015) a Národní akční plán rozvoje jaderné energetiky v ČR (2015) (cíl 48-56% podíl jádra na výrobě elektřiny; 2022: 37 %)
- Návrh NKEP v 10/2023 projednán vládou + Příprava aktualizace SEK (MPŘ, schvalování 6/2024, zatím neschválen): 4,7 GW NJZ, max. využití lokalit Dukovany + Temelín, horkovod JEDU-Brno, podíl jádra 47-65 % (2040) a 36-50 % (2050) → úkol aktualizace NAP JE (2024-2025)
- Priority stávající vlády podle programového prohlášení: LTO, NJZ LR prioritně v jaderných lokalitách; perspektivně SMR v dalších lokalitách (akční plán schválen 11/2023), podpora podmínek pro JE v rámci EU, zajištění konce palivového cyklu (příprava hlubinného úložiště radioaktivního odpadu)
- Ostatní: usnesení vlády k projektu horkovodu Brno-Dukovany, Plán rozvoje SMR v ČR

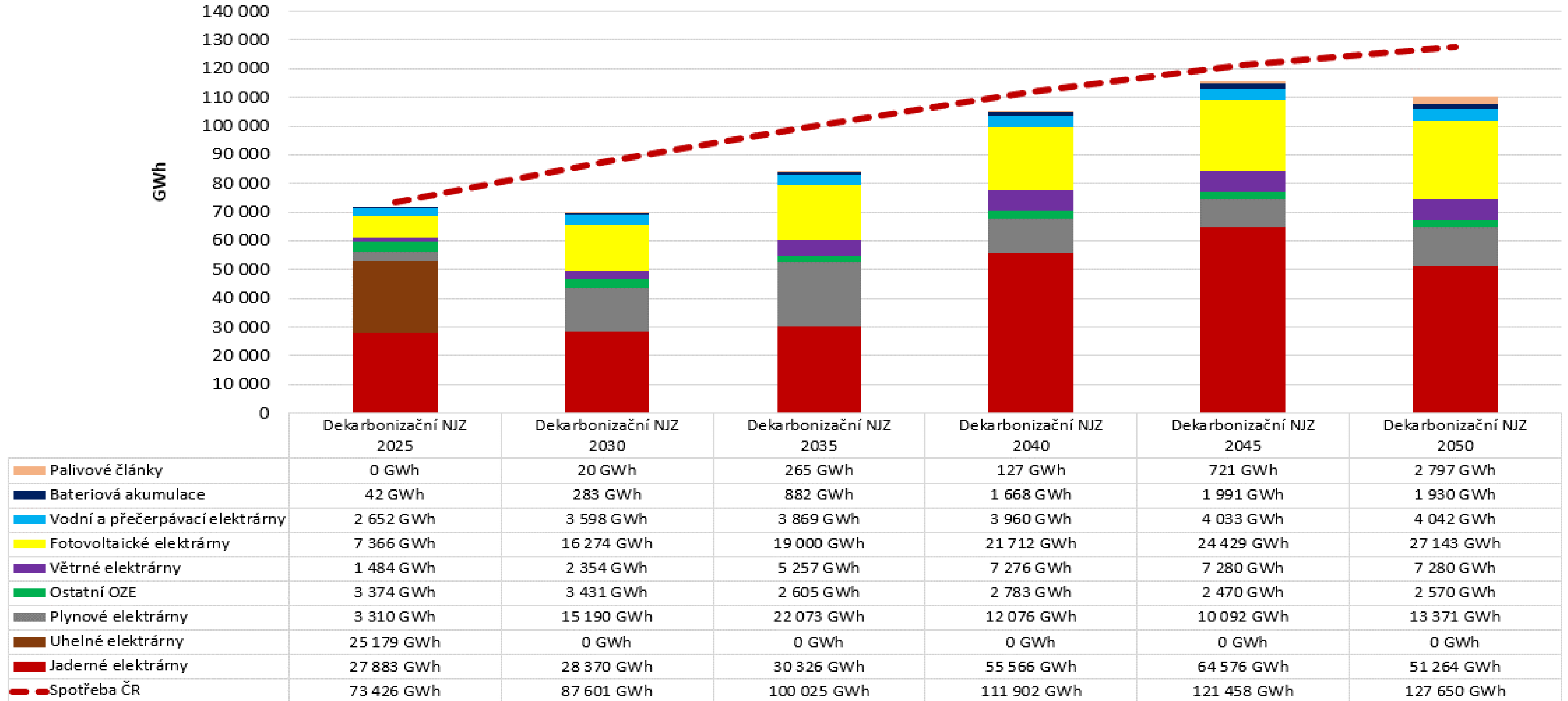
Související a podpůrné činnosti pro rozvoj nových jaderných zdrojů v ČR – Legislativa

- **Nový stavební zákon a vznik Dopravního a energetického stavebního úřadu (DESÚ)**
- **Novela liniového zákona s cílem zefektivnění procesů (zákon č. 465/2023 Sb.)**
 - **Úprava definuje stavbu pro energetickou bezpečnost**, která je zařazena mezi stavby energetické infrastruktury. Jedná se o stavby v areálu jaderného zařízení využívajícího štěpnou reakci, ale i veškeré další stavby v areálu jaderného zařízení i mimo něj, které souvisejí s výstavbou, uváděním do provozu, provozem, prováděním změn nebo údržbou jaderných bloků.
 - **DESÚ bude povolovat všechny záměry staveb pro energetickou bezpečnost, dochází tak k soustředění povolování všech souvisejících záměrů na jednom místě.** Posuzování vlivu dopadů na životní prostředí pro tyto záměry zajišťuje Ministerstvo životního prostředí, které zároveň i vydává jednotné environmentální stanovisko.
 - **Novela zavádí jedno-istančnost stavebního řízení v případě staveb pro energetickou bezpečnost.** Dále jsou zefektivněna vydávání a přezkumy závazných stanovisek a vyjádření dotčených orgánů, které jsou nezbytným podkladem pro vydání povolení záměru, a také zavedena speciální úprava lhůt a procesních pravidel pro podání žalob.
 - **Novela doplňuje do nízkouhlíkového zákona** (zákon o opatřeních k přechodu České republiky k nízkouhlíkové energetice č. 367/2021 Sb.) k dosud obsažené smlouvě o výkupu alternativní nástroj státní podpory k zajištění investice do nových jaderných zdrojů, tzv. smlouvu o vyrovnávacím mechanismu (Contract for Difference). Jedná se o strategický krok do budoucna v kontextu reformy designu trhu s elektřinou v EU.
 - **Novela posiluje nástroje státu** na zajištění bezpečnostních zájmů při výstavbě nových jaderných zdrojů.
- **Zákon o řízeních souvisejících s hlubinným úložištěm radioaktivního odpadu**
- **Novela atomového zákona (účinnost od 1.7.2025)**
 - **Zjednodušení a zefektivnění povolovacích procesů a regulatorních požadavků** s cílem umožnit výstavbu NJZ (EDU II, ETE II),
 - **Přizpůsobení povolovacích procesů a regulatorních požadavků nástupu nových technologií**, zejména malých a středních (modulárních) reaktorů
 - **Změny v mechanismu stanovení poplatků na Jaderný účet**; upřesnění činností SÚRAO
 - **Implementace nálezů mezinárodních hodnotících misí**, posuzujících míru naplnění mezinárodních závazků ČR a respektování mezinárodních doporučení k zajišťování jaderné bezpečnosti, radiační ochrany a zabezpečení (IPPAS, IRRS; netýká se Artemis) à Reflexe aktuálních požadavků / praktických poznatků (od r. 2017) / zpřesnění transpozičního práva Euratom (netýká se Směrnice 2011/70 k RAO a VJP) a další.

Dekarbonizační scénář spotřeby elektřiny v ČR do roku 2050 (zdroj: ČEPS, 2023)



Dekarbonizační scénář spotřeby a výroby elektřiny v ČR do roku 2050 (zdroj: ČEPS, 2023)



Aktualizace SEK (ASEK) : Koridory pro hrubou výrobu elektřiny (v poměru k její celkové roční výrobě) – akt. návrh

Druh energie	Minimum	Maximum
2030		
Uhlí a uhelné deriváty		10 %
Zemní plyn		7 %
Jaderná energetika		45 %
Obnovitelné zdroje		37 %
Ostatní		1 %
2040		
Uhlí a uhelné deriváty	0 %	0 %
Zemní plyn	1 %	5 %
Jaderná energetika	47 %	65 %
Obnovitelné zdroje	33 %	47 %
Ostatní	1 %	2 %
2050		
Uhlí a uhelné deriváty	0 %	0 %
Zemní plyn	0 %	0 %
Jaderná energetika	36 %	50 %
Obnovitelné zdroje	43 %	56 %
Ostatní	7 %	8 %

Aktualizace SEK (ASEK) : předpokládaná skladba jaderných zdrojů do roku 2050

	Instalovaný výkon, v MW _e	Předpokládaná délka provozu	Zahájení energetického provozu	Zahájení vyřazování
EDU1-4	cca 4× 515	60 let	1985-1987	2045-2047
ETE1,2	cca 2× 1125	60 let	2000-2002	2060-2062
NJZ-EDU5,6	2× 1055	60 let	2038-2039	2104-2125
NJZ-ETE3,4	2× 1055	60 let	2041-2042	2107-2128
SMR-ETE	1× 300-470	60 let	2035 (?)	2100-2115?
SMR	až 5× 300-470	60 let	2036-2039(?)	2101-2120 (?)
SMR pro teplárenství	až 5x100-150	60 let	2040–2045 (?)	2101-2120 (?)

Aktualizace SEK (ASEK) : Zásadní teze ve vztahu k jaderné energetice

3.3.2 Priorita II: Dekarbonizace energetického mixu

PII.4.	Zajistit posílení role jaderné energetiky v energetickém mixu a výstavbu nových jaderných zdrojů v závislosti na predikci bilance výroby a spotřeby energie při maximálním využití stávajících jaderných lokalit Dukovany a Temelín, které jsou připraveny na výstavbu dalších nových jaderných bloků.
---------------	--

4.2.2 Karty opatření - Strategické plánování

Nástroj	Aktualizace Národního akčního plánu pro rozvoj jaderné energetiky v ČR
Podrobnosti	<ul style="list-style-type: none">➤ Potvrdit výstavbu a aktualizovat harmonogram projektů až čtyř velkých bloků ve stávajících jaderných lokalitách Dukovany a Temelín, zejména na základě potřeb pro zajištění přiměřenosti výrobních kapacit, dosažitelných synergií a aktuálního stavu projektů.➤ Aktualizovat a doplnit nástroje související se zajištěním nezbytných předpokladů a činností pro výstavbu nových jaderných zdrojů v lokalitách Dukovany a Temelín.➤ Zpracovat a aktualizovat Plán pro malé a střední reaktory se zahrnutím revize a zpřesňování výčtu lokalit perspektivních pro uplatnění malých a středních reaktorů a reflexe vývoje technologií, legislativy a nástrojů souvisejících s jejich uplatněním, a to včetně vyhodnocení jeho plnění a úprav, případně doplnění, nastavených doporučení.➤ Provést další potřebné úpravy struktury, obsahu a nástrojů v návaznosti na aktualizaci Státní energetické koncepce ČR a vývoj v odvětví.
Gesce	MPO v součinnosti se SÚJB
Termín	30. června 2025
Nástroj	Aktualizace Koncepce nakládání s radioaktivními odpady a vyhořelým jaderným palivem v ČR
Podrobnosti	<ul style="list-style-type: none">➤ Aktualizovat Koncepci nakládání s radioaktivními odpady a vyhořelým jaderným palivem v ČR v návaznosti na aktualizaci Státní energetické koncepce ČR a v souladu s usnesením vlády č. 24 ze dne 11. ledna 2023.
Gesce	MPO a SÚRAO
Termín	31. prosince 2025

Aktualizace SEK (ASEK) : Zásadní teze ve vztahu k jaderné energetice cont.

4.2.4 Karty opatření – Povolovací procesy

Nástroj	Efektivní povolovací procesy
Podrobnosti	➤ Posílit personálně i rozpočtově Dopravní a energetický stavební úřad a Státní úřad pro jadernou bezpečnost.
Gesce	MMR a SÚJB v součinnosti s MPO a MF
Termín	31. prosince 2025

4.3 Karty opatření – Oblast fiskální a daňová

Nástroj	Podpora investic do rozvoje jaderné energetiky
Podrobnosti	<ul style="list-style-type: none">➤ Vyhodnotit potřebu a další možnosti podpory přípravy a výstavby nových jaderných zdrojů a jejich případné legislativní ukotvení.➤ Vyhodnotit a definovat možnosti dalšího využití návratné finanční výpomoci ze strany státu pro výstavbu nových jaderných zdrojů nad rámec čtyř nových jaderných bloků v lokalitách Dukovany a Temelín, včetně malých a středních modulárních reaktorů, mimo stávající lokality.➤ Připravit pravidla a podmínky pro udělování garancí za úvěr při výstavbě jaderných zdrojů.➤ Provéřit možnost financování rozvoje jaderné energetiky s využitím nástrojů na nadnárodní úrovni.➤ Zapojit se do vznikající evropské průmyslové aliance pro rozvoj technologií malých modulárních reaktorů.
Gesce	MPO v součinnosti s MF
Termín	31. prosince 2025

Aktualizace SEK (ASEK) : Zásadní teze ve vztahu k jaderné energetice cont.

4.4 Karty opatření - Oblast zahraničně-ekonomické, zahraniční a obchodní politiky

Nástroj	Zahraně-ekonomická, zahraniční a obchodní politika v energetice ve vztahu k EU
Podrobnosti	<ul style="list-style-type: none">➤ Obhajovat, v rámci jednání na úrovni EU, důrazně principy národní suverenity nad volbou energetického mixu, důsledné technologické neutrality a nákladové efektivity při naplňování evropských dekarbonizačních závazků.➤ Posilovat spolupráci v tématech souvisejících s energetikou v rámci dlouhodobých platform spolupráce (například V4) nebo ad hoc koalic (like minded groups) a snažit se koordinovat postoj ke všem významným dokumentům a rozhodovacím procesům v energetice v rámci EU za účelem prosazování českých zájmů.➤ Usilovat o odstranění tržních deformací, případně při nemožnosti dosažení tohoto stavu prosazovat alespoň harmonizovaný přístup k zavádění regulačních mechanismů a programů čerpání veřejné podpory.➤ Podporovat vývoj legislativního a regulatorního rámce v oblasti jaderné bezpečnosti, odpovědnosti za škody, mezinárodních projednávání, ukládání radioaktivního odpadu a dalších opatření v souvislosti s rozvojem jaderné energetiky čistě na odborné bázi bez ideologických přístupů.➤ Usilovat o zachování stávajícího postavení jaderné energie v taxonomii udržitelných financí, úpravu některých technických kritérií a možnost financování investic do rozvoje jaderné energetiky z prostředků EU.➤ Prosazovat akceptaci nízkouhlíkového vodíku jako jedné z technologií přispívajících k plnění cílů EU v oblasti vodíkového hospodářství.➤ Usilovat o regionální koordinaci a prosazovat partnerství pro rozvoj malých a středních modulárních reaktorů a podporovat zapojení českých firem do dodavatelských řetězců jejich zahraničních designů.➤ Usilovat o lokalizaci výroby strategických energetických komponent do ČR a podporovat zapojení českých firem do projektů velkých reaktorů v rámci EU i v dalších zemích.➤ Prosazovat přiměřené změny v oblasti povolovacích procesů a procesů posuzování vlivů na životní prostředí u investičních projektů, včetně mezistátních, za účelem maximalizace efektivity jejich průběhu.➤ Podporovat diverzifikaci evropských přenosových a přepravních tras a zdrojových teritorií, včetně vyšší míry propojenosti (interkonektivity), mimo jiné i prostřednictvím motivace pomocí veřejného financování.➤ Spolupracovat na rozvoji krizových plánů pro případy energetických krizí a výjimečných situací na úrovni střeoevropského regionu.
Gesce	MPO, MZV, MŽP, MV, ÚV, ERÚ, SSHR, SÚJB
Termín	průběžně

Děkuji za pozornost



MINISTRY OF
INDUSTRY AND TRADE

Ministerstvo průmyslu a obchodu



Malé modulární reaktory v teplárenství

Vladimír Wagner

Ústav jaderné fyziky AV ČR

Přechod k nízkoemisní produkci tepla je náročnější, než je tomu u elektřiny. I v této oblasti může pomoci jaderná energetika. Stále intenzivněji se začíná využívat teplo ze stávajících velkých bloků. Zásadněji by však mohly do této oblasti zasáhnout malé modulární reaktory. V oblasti průmyslového tepla by to mohly být reaktory vysokoteplotní. Podívejme se na malé modulární reaktory v kontextu využití jaderných zdrojů v teplárenství i energetiky celkově.

V současné době probíhá v České republice, Evropské unii a dalších částech světa přechod k nízkoemisním zdrojům tepla. Doposud bylo vytápění dominantně postaveno na fosilních zdrojích, u nás se velké míře jedná o uhlí. Hromadná plynofikace, přechod k plynu u lokálního vytápění a odsíření velkých uhelných zdrojů na přelomu století dramaticky zlepšil kvalitu ovzduší u nás.

Současný tlak na snížení emisí CO₂ však vede ke snaze úplně odstoupit od využívání uhlí, případně později i omezení využívání zemního plynu. Ten sice má nižší produkci oxidu uhličitého, ale v případě započtení emisí metanu při jeho těžbě a dopravě už nemusí být jeho výhoda v oblasti snižování emisí skleníkových plynů podstatná.

Možnosti náhrady fosilních zdrojů v oblasti produkce tepla jsou omezené a v některých případech i z environmentálního hlediska problematické. Velmi velký potenciál je v této oblasti v úsporách. Zateplování budov i další opatření se zatím využilo pouze částečně a pořád je zde velký prostor. Jednou z možností náhrady fosilních zdrojů tepla je využití elektřiny a elektrovytápění. V tomto případě lze transformaci elektrické energie do tepla využít i pro akumulaci a regulaci elektrické sítě. Je možné využít i tepelná čerpadla, pro jejichž provoz je také potřeba elektřina. Je možné využít i lokální solární zdroje tepla. Další možností je využití spalování odpadu a biomasy. Biomasy lze také využít k produkci bioplynu a následně jeho spalování k produkci tepla. U biomasy je však řada hlavně environmentálních problémů. Možnosti jejího využití je omezeno tím, že je třeba se vyvarovat negativnímu dopadu na produkci potravin a environmentální funkci krajiny, Návrat od plynu ke spalování dřeva v případě lokálních zdrojů může vést k opětovnému zhoršení ovzduší v některých lokalitách, I proto je atraktivní možností využití jaderné energie.

Jaderná energetika a produkce tepla

Využití jaderných zdrojů pro produkci tepla je jednou z pěti zásadních výzev, které podle mého názoru stojí před jadernou energetikou. První z dalších čtyř je **co nejdříve bezpečné provozování stávajících bloků**. Zde se předpokládá dosáhnout doby provozu šedesát, a dokonce i osmdesát let. Připomeňme, že v současné době jsou nejstarší jaderné bloky v provozu 55 let. Jde o reaktory ve švýcarské jaderné elektrárně Beznau. Praxe ukazuje, že se daří udržovat bloky v takovém stavu, že se nezhoršuje koeficient jejich ročního využití a nezvyšuje se jejich poruchovost.

Druhou výzvou je **přechod od reaktorů II. generace**, které tvoří hlavní část v současnosti provozovaných bloků, k reaktorům III. generace. Ve světě je v provozu zhruba 440 bloků s celkovým výkonem okolo 400 GWe. V provozu je osm typů jaderných reaktorů

III. generace. Jedná se reaktory AP1000 firmy Westinghouse, EPR francouzské firmy AREVA, APR1400 korejské firmy KHNP a VVER1200 ruské firmy Rosatom. Dále je to několik čínských projektů, kterými jsou Hualong Onne (HPR1000), ACPR1000 a CAP1400. Všechny tyto reaktory jsou tlakovodní. Na své opětné spuštění po odstavení v důsledku havárie jaderné elektrárny Fukušima I čekají japonské reaktory ABWR, což je jediný varný reaktor III. generace. Celkově tak máme v provozu okolo 40 reaktorů III. generace a ve výstavbě je jich přes třicet. Tyto reaktory tak tvoří už téměř 10 % provozované jaderné flotily.

Třetí výzva je spojena se **zavedením malých modulárních reaktorů (MMR)**. Mohly by řešit investorský finanční model a cenu peněz pomocí postupné výstavby a spouštění jednotlivých částí velké elektrárny realizované z několika malých modulárních reaktorů. Druhým jejich cílem je proniknutí jaderné energetiky do decentrální energetiky, a právě i teplárenství. Menší výkon a využití čistě pasivních bezpečnostních prvků by mohlo zjednodušit jejich licencování a omezit velikost případné havarijní zóny. První malé modulární reaktory se spouštějí v Rusku a Číně. V Evropě a USA se na těchto technologiích intenzivně pracuje a první prototypy a později i komerční modely by se měly začít objevovat ve třicátých letech.

Čtvrtou výzvou je pak **uzavření palivového cyklu a zavedení reaktorů IV. generace**. Mezi reaktory IV. generace jsou rychlé množivé reaktory, které umožňují využít kromě štěpného uranu 235 i štěpitelný uran 238 a thorium 232. V přírodním uranu je pouze 0,7 % uranu 235 a thoria je na Zemi dokonce násobně více než uranu. Efektivní využití veškerých pozemských zásob uranu a thoria potřebuje zavedení rychlých reaktorů. Ty jsou v komerčním provozu zatím pouze dva. Jde o reaktory BN600 a BN800 v ruské Bělojarské jaderné elektrárně, které využívají rychlé neutrony bez moderace a chladí se tekutým sodíkem. Podobné reaktory dokončují v Indii a v Číně. Mezi reaktory IV. generace se počítají i vysokoteplotní reaktory, které lze využít pro produkci vysoce potentního průmyslového tepla. K jednomu nedávno spuštěnému v Číně se ještě dostaneme.

Podívejme se nyní na výzvu spojenou s **proniknutím jaderné energetiky do teplárenství**. Existuje několik možností, jak může jaderná energetika přispět k produkci tepla. První z nich je využití elektřiny pro elektrovytápění. Dostatek elektřiny potřebují i tepelná čerpadla, jejichž využití se v současnosti intenzivně rozšiřuje. Velmi rozsáhlé využití elektřiny z jaderných zdrojů pro vytápění je ve Francii. Druhou možností je využití tepla z klasických velkých bloků pro centrální zdroje tepla. Třetí pak přechod k využívání malých modulárních reaktorů. Ty lze využít ke kogenerační produkci elektřiny a tepla nebo čistě v teplárenství.

Využití tepla z klasických reaktorů

Teplo z velkých jaderných bloků se využívá u nás i ve světě dlouhodobě, ale zatím ve velmi omezené míře. Jaderná elektrárna Temelín dodává již od počátku svého provozu teplo do Týna nad Vltavou. Jde o malé město s necelými 8 tisíci obyvatel. Pro rodinné domy, bytovky i průmyslové podniky dodává Temelín až 200 TJ tepla ročně. Výše dodávky v daném roce závisí na konkrétním průběhu topné sezóny, tedy hlavně na počasí.

Omezené využití bylo způsobeno tím, že velké jaderné lokality jsou většinou stranou velkých měst. Pro využití jejich tepla pro centrální vytápění větších měst tak je třeba postavit poměrně dlouhé horkovody či parovody. To zhoršovalo ekonomiku projektů zapojení jaderných zdrojů do centrálního zásobování teplem. V současnosti však cena tepla z jiných zdrojů stoupá, a i nákladnější systémy dopravy tepla z jaderné elektrárny do velkých měst mají ekonomické opodstatnění.

To je důvod, proč se dokončil horkovod o délce 26 km z Temelína do Českých Budějovic, což je město s necelými sto tisíci obyvatel. Ten se po jistém zdržení začal využívat a současná topná sezóna byla jeho první. Dodává zhruba 30 % potřeb centrálního zásobování teplem v tomto městě, což je okolo 800 TJ tepla ročně.

Po schválení tendru na výstavbu nových zdrojů v elektrárně Dukovany a zajištění provozu této elektrárny na řadu desetiletí je možné pracovat na přípravě projektu horkovodu o délce 42 km z Dukovan do Brna. V loňském roce pokročila o významný krok dopředu. Byly podepsány důležité smlouvy, které pokrývají práce na zařízení pro odběr tepla z dukovanských bloků a jeho vyvedení na hranice areálu elektrárny. Zároveň se podepsaly smlouvy o smlouvě budoucí, které podmiňují začátek výstavby horkovodu předpokládaný v roce 2027. Výstavba by pak měla trvat čtyři roky a horkovod by se měl vyhnout zastavěným místům i s využitím podzemního uložení. To bude nejdelší, přes kilometr, v národním parku Bobrava.

Opravdu velké projekty horkovodů a parovodů se realizují například v Číně. Už šestou topnou sezónu je v provozu horkovod z jaderné elektrárny Chaj-jang (Haiyang) se dvěma reaktory AP1000 v provincii Šan-tung (Shandong). Postupně pokrývá stále větší území a více měst. Celková délka horkovodů by měla být až 120 km a počet obyvatel zásobovaných teplem by měl překročit milión. V roce 2026 by se mělo teplo z elektrárny dostat i do desetimilionového města Čching-tao (Qingdao).

V minulém roce byl dokončen projektu dodávek páry z elektrárny Tchien-wan (Tianwan) do petrochemického závodu v Lien-jün-kang (Lianyungang) v provincii Ťiang-su (Jiangsu). Na začátku března 2024 začala kolaudace zařízení. Pára se získává ze sekundárního okruhu třetího a čtvrtého bloku, což jsou reaktory VVER1000. Délka parovodu je okolo 23 km. Ročně by systém měl dodávat 4,8 milionů tun páry. Do komerčního provozu se systém dostal v červnu.

Je vidět, že kromě využití elektřiny z jaderných elektráren pro elektrovytápění a tepelná čerpadla se u nás začíná více využívat přímo i teplo z našich velkých jaderných bloků. Další významný posuv slibují malé modulární reaktory

Co jsou malé modulární reaktory?

Reaktory s malým výkonem nejsou žádnou novinkou, každý současný typ reaktoru začínal jako malý. To, že dnes mají komerční reaktory výkony 1000 MWe i více, je dáno ekonomickými důvody. Výkon reaktoru totiž roste rychleji než cena. V daném případě tak je pro ekonomiku malého modulárního reaktoru velmi důležitá právě modulárnost, která by měla zajistit, aby se dominantní část svařování realizovala v příznivých podmínkách továrny a na staveništi se pouze sestavovaly přivezené moduly. To by mělo alespoň do jisté míry kompenzovat ekonomické výhody velkých bloků.

Jako malé modulární reaktory se označují reaktory s elektrickým výkonem zhruba mezi 10 až 300 MWe. Obě hranice, tedy spodní ani horní, nejsou definovány úplně přesně. Pro horní hranici uvádí Mezinárodní agentura pro atomovou energii elektrický výkon 300 MWe a americké ministerstvo pro energetiku DOE pak tepelný výkon 1000 MWt. Tyto definice spolu zhruba souhlasí, tepelný výkon může být v dané kategorii podstatnější, protože se často uvažuje o malých reaktorech pro dodávky tepla nebo odsolování vody. Malé reaktory tak mohou být docela velké. K malým modulárním reaktorům se řadí i připravovaný reaktor Rolls-Royce, který má výkon 470 MWe. A to je blízko výkonům stávajících reaktorů VVER440 v Dukovanech. Je tak asi korektnější mluvit o středních a malých reaktorů. Dolní hranice je

definována ještě méně přesně. Reaktory s menším elektrickým výkonem, než zmíněných 10 MWe jsou označovány jako minireaktory nebo mikroreaktory.

Existují tři typy malých modulárních reaktorů. První jsou klasické tlakovodní a varné reaktory. K nim se řadí i integrální typy, u kterých se integrací tlakové nádoby, parogenerátoru a kompenzátoru dosahuje zlepšení bezpečnostních parametrů. Druhou kategorií tvoří inovativní reaktory IV. generace. Mezi ně patří například i ty vysokoteplotní, které lze využít k produkci průmyslového tepla s vysokou teplotou. Velmi pokročilé a exotické jsou projekty reaktorů s tekutým palivem v podobě solí, které by mohly využívat thorium. Třetí kategorií jsou inovativní reaktory s velmi dlouhou dobou vyhoření, které by byly velmi kompaktní a fungovaly jako baterie. Kompaktní hermeticky uzavřený reaktor by se přivezl na místo, připojil k distribuci tepla a případně i k turbíně. Deset až patnáct let by dodával teplo, případně i elektřinu. Pak by dovezl kamion nový reaktor a starý odvezl. K výměně paliva by docházelo v centrálním závodě.

Zásadním problémem je, že zatím nejsou malé modulární reaktory v komerční nabídce. Existuje několik prototypových bloků, které jsou již v provozu nebo ve výstavbě. Ovšem většina projektů je zatím pouze na papíře.

Jak daleko jsme v realizaci malých modulárních reaktorů?

Prvním realizovaným případem je ruská plovoucí jaderná elektrárna Akademik Lomonosov. Ta využívá dva sériově vyráběné reaktory KLT-40S s výkonem 35 MWe využívané pro atomové ledoborce. Od začátku roku 2020 dodává elektřinu a teplo pro sibiřské město Pevek. U obou reaktorů proběhla v letech 2023 a 2024 výměna paliva. Nyní jsou rozestavěny čtyři další plovoucí jaderné elektrárny, které využívají modernější reaktory pro atomové ledoborce RITM-200 s výkonem 50 MWe. Stejně reaktory se využijí i pro pozemní elektrárnu, která se buduje v Jakutsku. Tyto reaktory nejsou ekonomicky konkurenceschopné v normálních podmínkách, ovšem v severních věčně zmrzlých oblastech, kde je velmi omezená možnost použitelných zdrojů energie, se stávají i přes větší náklady ekonomickou výhodou.

Prvním opravdovým klasickým malým modulárním reaktorem, který se realizuje, je čínský integrální tlakovodní reaktor ACP100 (Lionglong One) v elektrárně Čchan-ťiang (Changjiang). Betonáž jaderného ostrova začala v červenci 2021, dokončení se čeká v polovině roku 2026. Zatím se daří postupně termíny plnit v předstihu. V minulém roce byl dokončen kontejnment, instalovalo se vnitřní vybavení reaktorové nádoby a digitální řídicí systém, sestavovala se turbína. Zkušenosti s výstavbou a provozem tohoto reaktoru budou velmi zajímavé i pro Evropu. Financování a ekonomika reaktorů jsou u Číny a Evropy velmi rozdílné. Ovšem porovnání ekonomiky velkého a malého modulárního reaktoru bude podobné. Pokud uvidíme, že Čína začala spolu s velkými reaktory hromadně stavět i tyto malé modulární, bude jasné, že se malé modulární reaktory v konkurenci s velkými vyplatí i v Evropě.

V USA i v Evropě je celá řada projektů, které jsou však zatím na papíře, i když u některých už proběhly některé fáze licencování. Nejdále se dostaly některé typy klasických tlakovodních a varných reaktorů. Mezi ně patří už zmíněný britský reaktor Rolls-Royce. Ten si předběžně vybral i ČEZ, který se chce stát partnerem při jeho vývoji i výrobě. U tohoto reaktoru probíhá proces GDA (Generic Design Assessment) u britského úřadu pro jadernou bezpečnost.

V pokročilém stádiu příprav je také reaktor SMR-160 americké firmy Holtec. Firma uvažuje o potenciálních lokalitách. Jednou z nich by mohl být Oyster Creek. Výběr této lokality je dán tím, že je zde odstavená jaderná elektrárna, jejíž likvidaci realizuje právě firma Holtec. Byl zde varný reaktor, který byl uveden do provozu v roce 1969 a odstaven v roce 2018. Poté

jej převzala právě firma Holtec. Postupná likvidace jaderné elektrárny postupuje poměrně velice rychle. Uvolňovaný areál je pro malý modulární reaktor velmi vhodný. Podobně by firma Holtec chtěla postavit dva reaktory SMR-160 v elektrárně Palisades, kterou také převzala k likvidaci. Tam se ovšem rozhodla blok odstavený před dvěma lety znovu zprovoznit. Při využití reaktoru SMR-160 v jižnějších oblastech, kde je možné využívat sluneční tepelné elektrárny, plánuje Holtec nabízet velmi efektivní kombinaci jaderného reaktoru, sluneční tepelné elektrárny a úložiště tepla na bázi tekutých solí. To by velice dobře vykrývala změny slunečního svitu i odběru elektřiny.

Westinghouse pracuje na malém jednosmyčkovém malém modulárním reaktoru AP300, jde o zmenšenou verzi reaktoru AP1000. Na začátku roku 2024 podala firma projekt k realizaci už popsaného procesu GDA ve Velké Británii.

Výhodou varného reaktoru BWRX-300 je, že už má stanovenou lokalitu pro realizaci prototypu a v pokročilém stadiu je i průběh licencování. Kanadská ontarijská společnost OPG připravuje od září 2022 v elektrárně Darlington staveniště pro celkově čtyři bloky BWRX-300. V roce 2024 byla v termínu dokončena první fáze přípravy staveniště. Na začátku roku 2025 by mělo být staveniště připraveno pro zahájení prvního prototypového bloku a bude se čekat na potřebná povolení. Zároveň se pracuje na žádosti o licenci pro další bloky 2 až 4. První blok by měl být dokončen v letech 2028 až 2029. Z hlediska účasti v tendru ve Velké Británii je důležité, že v prosinci 2024 reaktor prošel první etapou GDA u britského úřadu pro jadernou bezpečnost a postoupil do další. Druhá etapa by měla být dokončena na konci roku 2025. Jde o dobrovolné posouzení shody projektu s bezpečnostními a environmentálními podmínkami v dané zemi, které je však významným signálem potenciálního úspěchu reaktoru. O tomto reaktoru uvažuje celá řada států, kromě Kanady je to například Švédsko, Polsko a Estonsko.

Dlouho byl v čele v cestě k realizaci americký projekt NuScale. Pro něj bylo značným úderem zrušení plánu výstavby prototypu v INL (Idaho National Laboratory). Důvody byly ekonomické, šlo o reakci na zvýšení předpokládaných nákladů na projekt. Už v lednu 2024 tak snižovala firma NuScale v rámci úsporných opatření počet svých zaměstnanců o 154. Nyní se snaží získat jiného zájemce pro realizaci prototypového zařízení. Má sice více potenciálních investorů například v USA, Rumunsku či Polsku, ale zatím nic konkrétního. Již v minulém roce zadala výrobu horních částí modulů svého reaktoru pro projekt v Idaho jihokorejské firmě Doosan, nyní je přesouvá pro jiný budoucí projekt.

Pokud stačí pro chemické a průmyslové podniky nižší teploty, lze využít klasické reaktory. Pro dodávky tepla v oblasti překračující teplotu 500°C potřebujeme vysokoteplotní reaktor IV. generace. Takovým je malý modulární reaktor HTR-PM200 v elektrárně Š'-tao-wan (Shidaowan), který se do provozu dostal v roce 2021. Skládá se ze dvou modulů se společnou turbínou. Jde o vysokoteplotní reaktor chlazený héliem, který využívá palivo TRISO v grafitové kouli. V tomto případě jde opravdu o velký skok, jedná se o velmi pokročilý typ malého modulárního reaktoru. Pokud se osvědčí i ekonomicky, bude to skvělé. I v této oblasti existuje celá řada projektů, jmenujme například vysokoteplotní plynem chlazený reaktor XE-100 firmy X-energy s výkonem 80 MWe, který bude využívat také TRISO palivo.

Ve světě se pracuje na celé řadě i velmi inovativních malých modulárních reaktorů, i mini a mikroreaktorů. Kdy se tyto dostanou do fáze realizace prototypu nebo komerční nabídky a jaké budou jejich ekonomické parametry je však zatím velmi otevřenou otázkou.

Malé modulární reaktory pro produkci tepla

Kromě reaktorů s elektrickým výkonem v oblasti 100 MWe a více, tedy tepelným výkonem několik stovek MWt, které budou produkovat teplo a elektřinu, se pracuje i na projektech malých modulárních reaktorů s tepelným výkonem v řádu několika desítek MWt.

Velmi zajímavý projekt v této oblasti se připravuje ve Finsku. Jde o malý modulární reaktor LDR-50 finské společnosti Steady Energy, který má tepelný výkon 50 MWt a je určen pro systémy centrálního zásobování tepla. Reaktor je určen pouze pro produkci tepla a počet modulů by závisel na celkovém požadovaném výkonu. Vzhledem k tomu, že pro sídelní vytápění nejsou potřeba vysoké teploty, reaktor by mohl pracovat při relativně nízkém tlaku. Předpokládaná pracovní teplota je okolo 150 °C a tlak do 1 MPa. To i relativně malý výkon tak zvyšují jeho pasivní bezpečnost. Chlazení je zajištěno čistě přirozenou cirkulací. Finsko je vysoko na severu, vytápění je tak pro něj klíčovou záležitostí. Reaktor LDR-50 je postaven na využití klasických technologií i palivových souborů. Práce na projektu jsou poměrně pokročilé a mají podporu průmyslu. Již několik finských měst studuje možnost využití těchto reaktorů a o realizaci tohoto reaktoru se uvažuje i ve Švédsku. První jeho prototyp by společnost chtěla začít stavět v roce 2028. Už na začátku třicátých let by měl být v komerční nabídce.

Projekt čistě pro produkci tepla se uvažuje i na ČVUT v Česku. Jde o těžkovodní reaktor Teplátor, kde se opět uvažuje o využití existujících palivových souborů, tentokrát těch pro reaktory VVER. V tomto případě se předpokládá využívání čerstvých i vyhořelých palivových souborů. Použití i vyhořelých souborů umožňuje právě využití těžké vody k moderaci. Těžký vodík méně pohlcuje neutrony a zlepšuje neutroniku systému. Využití vyhořelých souborů sice může zlepšit ekonomiku tohoto reaktoru, ale zároveň zvětšuje náročnost na licencování. Je třeba zdůraznit, že projekt je zatím ve stádiu pouze základní koncepce.

Takových projektů ve světě je celá řada, ovšem zatím všechny mají od komerční nabídky, a tedy i posouzení jejich ekonomické rentability pro konkrétní projekty i u nás, dost daleko. Osobně vidím jako nejperspektivnější právě zmíněný finský projekt, ale i u něj zatím nelze reálně odhadnout, jestli a kdy se dostane do fáze komerční nabídky.

ČEZ uvažuje o využití malých modulárních reaktorů Rolls-Royce

V Česku by mohly nahradit uhelné bloky využívané pro kogenerační dodávky elektřiny a tepla kogenerační malé modulární reaktory. Takové využití by se firmě ČEZ hodilo v celé řadě lokalit, jako jsou Tušimice, Dětmárovice a další. Zde je standardně několik bloků o výkonu 200 MWe. Tyto uhelné zdroje je třeba nahradit co nejdříve, proto ČEZ začal vybírat partnera, který je ve vývoji malého modulárního reaktoru daleko a mohl by jej začít nabízet už ve třicátých letech.

Česká republika má dlouholetou tradici nejen ve využívání jaderné energetiky, ale také ve vývoji a výrobě jaderných technologií. Firma ČEZ má zároveň i výzkumné a inženýrské kapacity, například ÚJV a.s. v Řeži, a průmyslové podniky, jako je například Škoda JS. Chce tedy malé modulární reaktory nejen využívat, ale současně je vyvíjet a vyrábět. Do toho chce zapojit širokou vzdělávací, vývojovou a průmyslovou základnu, která v tomto oboru v Česku existuje.

Firma ČEZ tak chtěla najít partnera, u kterého bude možné se zapojit do vývoje i výroby malých modulárních reaktorů. Zpočátku uvažovala o pěti možnostech. Jednalo se o reaktor AP300 firmy Westinghouse, BWR300 firmy GE Hitachi, Rolls-Royce stejnojmenné britské firmy, NUWARD firmy EDF a SMR160 firmy Holtec. Postupně se však ukázalo, že stav některých projektů není dostatečně pokročilý. U některých došlo k výraznému přepracování konceptu a projekt integrálního reaktoru NUWARD byl úplně zastaven.

Ve hře tak zůstaly projekty BWRX300 a Rolls-Royce. Reaktor BWRX300 je klasický varný reaktor o výkonu 300 MWe a Rolls-Royce tlakovodní s výkonem 470 MWe. Výhodou reaktoru Rolls-Royce je, že s tlakovodními reaktory má Česká republika, a zvláště SÚJB, dlouholeté zkušenosti. Zároveň zde byly daleko větší možnosti se zapojit do vývoje a produkce reaktoru. ČEZ se tak nakonec rozhodl pro projekt Rolls-Royce. Podepsal smlouvu o spolupráci a nedávno i o vstupu do společnosti Rolls-Royce SMR.

Už v době výběru pracovníci ČEZ i SÚJB sledovali průběh licencování a práce okolo nového reaktoru. Nyní se bude rozšiřovat skupina zaměřená na tuto oblast. ČEZ předpokládá, že do firmy Rolls-Royce vstoupí významnou měrou. Chce mít 20 % podíl, který mu umožní se zapojit do řízení společnosti. Takto vysoký podíl však má jednu důležitou podmínku. Rolls-Royce musí být vybrán jako preferovaný pro Velkou Británii. O tom by se mělo rozhodnout v první polovině roku 2025. Pokud by nebyl Rolls-Royce vybrán pro mateřskou zemi a nestavěl by se tam jeho první prototyp, bude jeho šance na významný podíl v Evropě menší. ČEZ nechce být realizátorem prvního prototypu tohoto reaktoru.

Pokud bude v první polovině roku 2025 rozhodnuto o využití malých modulárních reaktorů ve Velké Británii, mělo by licencování a výstavba prvního prototypu ČEZ v lokalitě Temelín následovat jeho první realizaci právě v této zemi za velmi úzké spolupráce. Výhodou temelínské lokality, která bude vedle místa určeného pro dva nové velké bloky, je to, že jde o dobře prozkoumanou jadernou lokalitu. Bude tak jednodušší proces licencování a stavebního řízení. Zde by se měly vypracovat standardní postupy, které se budou využívat v ostatních místech.

ČEZ předpokládá výstavbu okolo desítky malých modulárních reaktorů ve svých lokalitách, kde jsou v současnosti uhelné zdroje. Jako první se předpokládají Tušimice a Dětmorovice. V potenciálních místech se už provádí předběžný geologický, seismologický a environmentální průzkum.

Zároveň ČEZ začíná pracovat na vytvoření potřebného dodavatelského řetězce pro produkci těchto malých modulárních reaktorů. V rámci vytváření potřebné průmyslové základny uvažuje ČEZ o vybudování dvou podniků pro kompletaci a produkci modulů pro tyto reaktory. Využil by se tak potenciál průmyslu v České republice a došlo by i k jeho rozšíření.

Pokud se podaří rozjet výstavbu malých modulárních reaktorů Rolls-Royce v Evropě i v Česku, mohly by je začít využívat i jiní producenti elektřiny a tepla. Stejně tak by je mohly využít i některé velké průmyslové podniky jako závodní elektrárny.

Závěr

Podle mého názoru není možné v našich geografických podmínkách realizovat přechod k nízkoemerní energetice bez využití jaderné energie. Jaderné zdroje by mohly pomoci i při transformaci teplárenství. Pomoci by mohlo využití malých modulárních reaktorů. Ty z nich, které mají elektrické výkony v oblasti 100 MWe a více, by mohly nahradit větší uhelné kogenerační elektrárny a teplárny. Firma ČEZ si v této oblasti už vybrala malý modulární reaktor Rolls-Royce. Pro menší systémy centrálního vytápění by bylo vhodné využívat menší reaktory zaměřené čistě na produkci tepla s tepelným výkonem několik desítek MWt. Příkladem projektu takového reaktoru je finský LDR-50.

Zájem o malé modulární reaktory nejen v Evropě roste. A právě dostatek zákazníků je pro rentabilitu těchto zařízení klíčovou záležitostí. Je tak vysoce pravděpodobné, že by se první komerční malé modulární reaktory mohly na trhu objevit už na začátku třicátých let. Klíčové

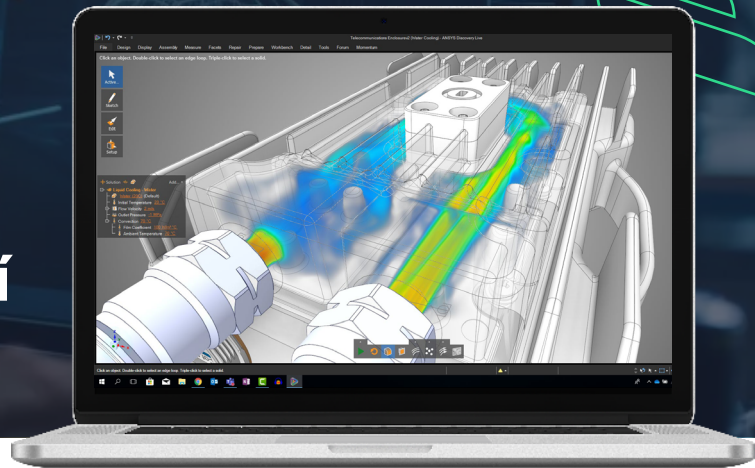
pro jejich ekonomiku bude, jak se podaří oproti velkým reaktorům zjednodušit jejich licencování.

Jaderné zdroje by mohly pomoci v produkci tepla pro vytápění a ve vzdálenější budoucnosti vysokoteplotní reaktory i při produkci průmyslového tepla s vysokou teplotou. V jakém časovém horizontu a v jakém rozsahu se jejich realizace dočkáme, je otevřenou záležitostí. V každém případě nejde samospasitelné řešení, ale mohly by být významnou součástí našeho energetického mixu.

Česká republika má v jaderné oblasti dlouhodobou tradici. I to je důvod, proč by se mohla intenzivně zapojit i do produkce i využití malých modulárních reaktorů. Výhodou jsou pak i tradice ve využívání centrálního zásobování teplem.

Techsoft

Pomáháme
inovovat pomocí
virtuálního prototypování



33

let v oblasti
virtuálního
prototypování

30+

odborníků
na pobočkách
v Praze, Zlíně a Košicích

18

let partnerem
společnosti Ansys
pro všechny obory

2000+

projektů,
ukázkových úloh
a školení

200+

aktivních zákazníků
s podporou
a projekty

Technická podpora

Pomůžeme Vám
s úlohami. Naším cílem
je úspěšný uživatel.

Prodej software

Používání software
Ansys je náš denní chléb.
Připravíme Vám řešení
na míru.

Školení a konzultace

Školíme na Vašem zadání
a úlohách, které s Vámi do
detailu probereme.

Zakázkové výpočty

Pomůžeme Vám při návrhu,
vylepšení či optimalizaci
Vašich výrobků.



Pevnost



Proudění



Optika



Elektro



Materiály



Polovodiče



Systémy



Embedded
software



3D design



Platforma



Funkční
bezpečnost



IoT



Digitální
dvojče



Space



AR

Reference



Jsme partnery společností:



SELECT
CHANNEL PARTNER



TechSoft Engineering, spol. s r.o.
Milevská 2095/5, Praha 4, 140 00, CZ
info@techsoft-eng.cz / +420 255 775 000
www.techsoft-eng.cz



Difrakční analýza zirkoniových slitin palivového pokrytí jaderného paliva

Karel Trojan ^{a)}, Jakub Krejčí ^{b)}, Jiří Čapek ^{a)} a Nikolaj Ganev ^{a)}

^{a)} České vysoké učení technické v Praze, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská, Katedra inženýrství pevných látek

^{b)} UJP PRAHA a.s.

Abstrakt

Předmětem rentgenografického difrakčního výzkumu bylo tepelné chování fázového složení a zbytkových napětí zirkoniových slitin Zr1Nb a ZrSnNb palivového pokrytí jaderného paliva od pokojové teploty až po 1600 °C. Byl analyzován stav pokrytí po simulaci provozu v korozním prostředí VVER za teploty 360 °C, kdy byl pozorován, v porovnání s pokojovou teplotou, pokles nepříznivých tahových zbytkových napětí samotného kovu a zároveň snížení tlakových zbytkových napětí oxidové vrstvy. Dále byl popsán průběh fázové transformace oxidové vrstvy (ZrO₂) slitiny Zr1Nb, kde fázová transformace oxidové vrstvy má rozhodující vliv na kinetiku oxidace a absorpci vodíku při hypotetických haváriích tlakovodních reaktorů.

Úvod

Současným trendem v jaderném průmyslu je zvyšování vyhoření paliva z důvodu snížení nákladů celého palivového cyklu, provozu a nakládání s vyhořelým palivem za současného zvýšení bezpečnosti. Při vysokém stupni vyhoření palivové pokrytí vykazuje výraznou degradaci jak z důvodu oxidace, tak absorpci vodíku, což výrazně ovlivňuje chování pokrytí při hypotetické těžké havárii [1].

Zbytková napětí jsou napětí, která existují v tuhém tělese, aniž by na něj působily další vnější síly. Rozlišujeme tzv. makroskopická napětí, která jsou ve velkých oblastech homogenní a dosahují rovnováhy v celém objemu tělesa. Přítomnost makroskopických zbytkových napětí lze pozorovat změnou tvaru materiálu po narušení napěťové rovnováhy vnějším zásahem [2]. Tlaková zbytková napětí v podvrchové vrstvě zvyšují mechanické, ale i korozní vlastnosti. Také zlepšují odolnost proti únavě, a naopak se snižují rychlost šíření trhlin, nebezpečí korozního praskání, náchylnost k mezikrystalové korozi apod. Tyto charakteristiky jsou velmi důležité pro hodnocení integrity palivového pokrytí během celého životního cyklu, a proto je zapotřebí popsat makroskopická zbytková napětí jak samotného kovu, tak oxidové vrstvy. Rentgenová difrakce na rozdíl od ostatních metod ze svého principu dokáže určit makroskopická zbytková napětí pro každou krystalickou fázi zvlášť, proto má nezastupitelný význam v materiálovém výzkumu.

Fázová transformace monoklinického ZrO₂ na tetragonální je doprovázena zmenšením objemu základní krystalické mřížky, což v určitém okamžiku způsobí popraskání oxidové vrstvy. Tomuto fenoménu je připisována změna kinetiky oxidace a absorpce vodíku při provozu i při hypotetických haváriích tlakovodních reaktorů [3]. Rentgenová difrakce, jak už bylo zmíněno, dokáže určit hmotnostní zastoupení jednotlivých krystalických fází, a tedy při zahřívání in-situ popsat kinetiku fázové transformace.

Experiment

Difrakční experimenty pro určení zbytkových napětí byly provedeny na vnějším povrchu segmentů žíhaných trubek ze slitin Zr1Nb a ZrSnNb palivového pokrytí, které byly před samotnou analýzou exponovány 630 dnů v prostředí vody VVER při teplotě 360 °C a tlaku 18,6 MPa. Fázová transformace byla popsána na základě analýzy prášku slitiny Zr1Nb, který byl získán vysokoteplotní oxidací slitiny při teplotě 1460 °C.

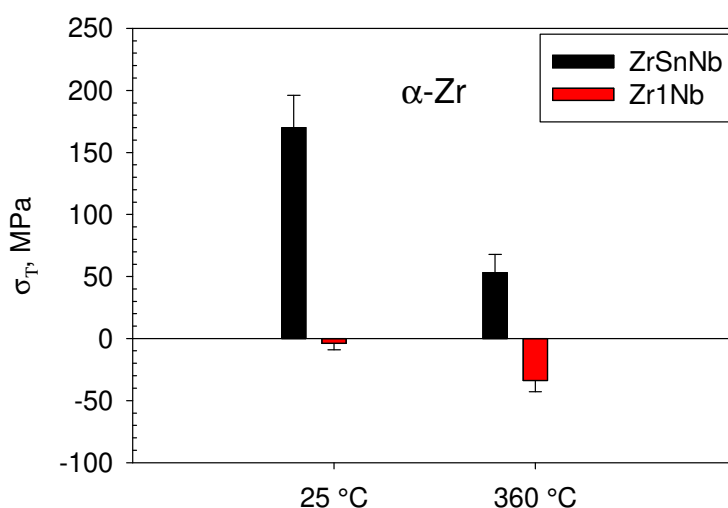
Difrakční měření pro určení makroskopických zbytkových napětí bylo realizováno na difraktometru X'Pert PRO MPD firmy PANalytical s rentgenkami s kobaltovou a chromovou anodou. V tangenciálním směru palivového pokrytí (T). Byly analyzovány difrakční linie

{105} fáze α -Zr a {-104} monoklinické fáze m-ZrO₂. Hodnoty zbytkových napětí byly vypočteny z mřížkových deformací stanovených na základě experimentálních závislostí $2\theta(\sin^2\psi)$ za předpokladu dvouosého stavu zbytkové napjatosti (θ je difrakční úhel, ψ – úhel mezi povrchem vzorku a difraktujícími mřížkovými rovinami). Difrakční úhel byl určen z maxima difrakční linie $K\alpha_1\alpha_2$ mřížkových rovin aproximovaného funkcí Pearson VII. Při výpočtu napětí byly použity rentgenografické elastické konstanty $1/2s_2 = 14,26 \text{ TPa}^{-1}$, $s_1 = -3,62 \text{ TPa}^{-1}$ pro α -Zr a $1/2s_2 = 6,28 \text{ TPa}^{-1}$, $s_1 = -1,45 \text{ TPa}^{-1}$ pro m-ZrO₂. Což odpovídá makroskopického modulu elasticity $E = 207 \text{ GPa}$ a Poissonově konstantě $\nu = 0,3$ pro m-ZrO₂ a $E = 94 \text{ GPa}$ a $\nu = 0,34$ pro α -Zr. Experimentální chyba uvedená u jednotlivých naměřených hodnot je směrodatnou odchylkou dle algoritmu výpočtu zbytkových napětí metodou $\sin^2\psi$ [2].

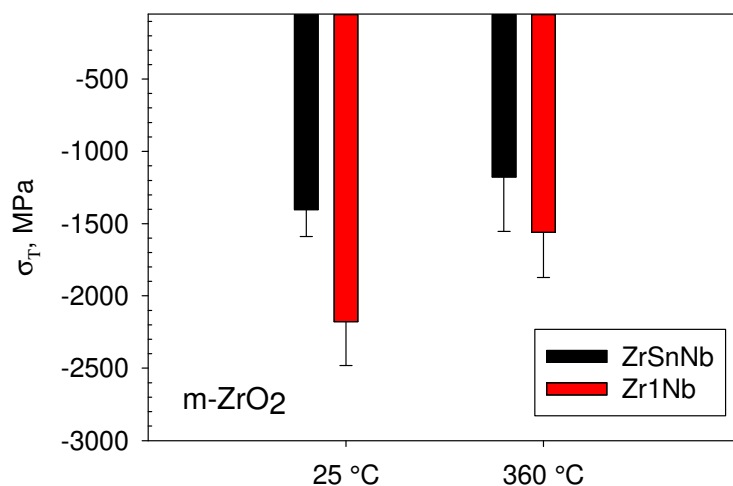
Difrakční měření pro analýzu fázového složení bylo provedeno na θ - θ goniometru X'Pert PRO MPD firmy PANalytical za pokojové i zvýšené teploty až 1600 °C v teplotní komoře HTK 2000N firmy Anton Paar. Teplotní komora pro určení teploty využívá termočlánek typu S, pro větší vzorky byla provedena kalibrace teploty na základě teplotní roztažnosti standardu. Pro určení fázového složení povrchových vrstev, byly získány difrakční záznamy v klasické Braggově-Brentanově konfiguraci s kobaltovým zářením. Naměřené difrakční diagramy byly zpracovány programem X'Pert HighScore Plus a krystalické fáze byly identifikovány pomocí databáze PDF-2. Kvantitativní analýza byla vyhodnocena pomocí Rietveldovy analýzy v softwaru MStruct. Efektivní hloubka vnikání byla v tom případě ca 10 μm .

Výsledky a diskuze

Hodnoty makroskopických zbytkových napětí kovu α -Zr a m-ZrO₂ získaných jak za pokojové teploty, tak za teploty 360 °C z jednotlivých vzorků jsou uvedeny na obr. 1 a 2. Na základě výsledků lze tvrdit, že u kovu dochází zahřátím na teplotu 360 °C ke snížení hodnot makroskopických zbytkových napětí, kdy pro slitinu ZrSnNb byla zjištěna nepříznivá tahová napětí a pro slitinu Zr1Nb pouze tlaková. Vysoká tlaková zbytková napětí monoklinického oxidu, viz obr. 2, výrazně klesla při teplotě 360 °C v porovnání s pokojovou teplotou pouze u vzorku Zr1Nb. Dále je zajímavé, že hodnoty tlakových zbytkových napětí monoklinického oxidu při zvýšené teplotě vykazují menší rozptyl v porovnání s analýzou za pokojové teploty.

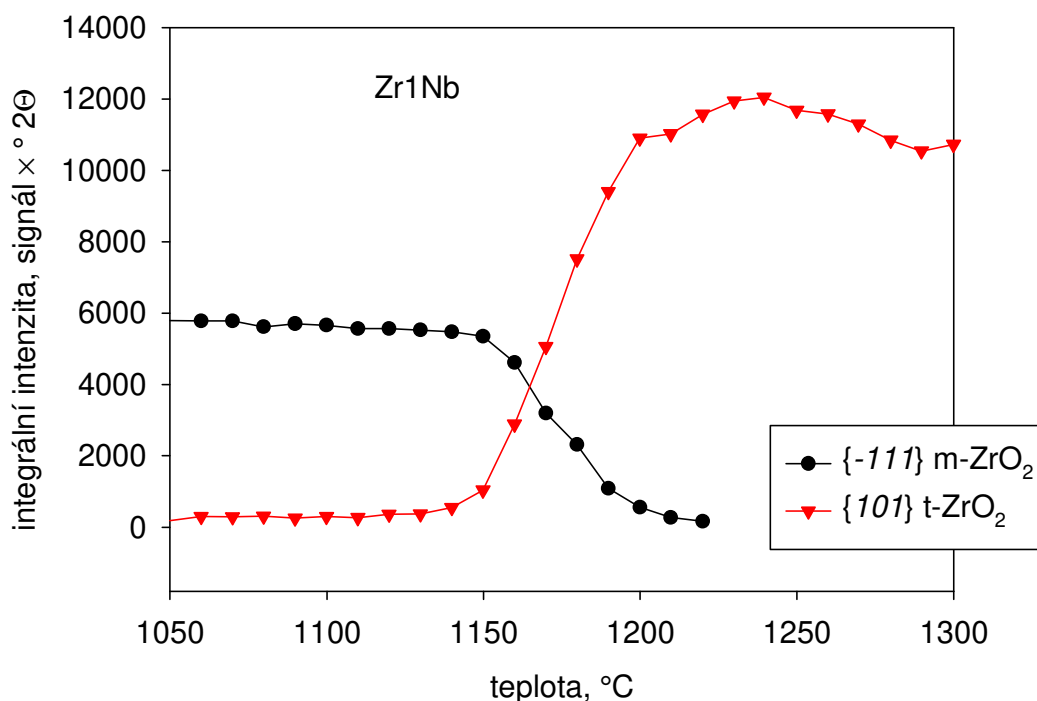


Obr. 1: Porovnání hodnot makroskopických zbytkových napětí α -Zr



Obr. 2: Porovnání hodnot makroskopických zbytkových napětí m-ZrO₂

Prášky Zr slitin byly zahřívány v teplotní komoře do teploty 1600 °C, kdy byla pozorována dvě difrakční maxima $\{-111\}$ monoklinického (m-ZrO₂) a $\{101\}$ tetragonálního (t-ZrO₂) oxidu, kdy průměrná rychlost ohřevu okolo pozorovaného fázového přechodu byla ca 0,08 °C/s. Integrální intenzity daného maxima jsou uvedeny na obr. 3, kdy obecně lze říci, že s rostoucí intenzitou roste i podíl dané fáze. Je možné tedy vyslovit závěr, že fázová transformace monoklinického oxidu na tetragonální při dané průměrné rychlosti ohřevu neprobíhá skokově, ale v teplotním rozsahu ca 1100 až 1200 °C. Je také dále možné pozorovat, že integrální intenzita t-ZrO₂ pro slitinu Zr1Nb je přibližně konstantní od pokojové teploty až do teploty 1110 °C, při této teplotě se začíná měnit směrnice proložené přímkou.



Obr. 3: Porovnání integrálních intenzit vzorku Zr1Nb

Závěr

Z výsledků je možné konstatovat, že pro slitinu ZrSnNb byla zjištěna nepříznivá tahová napětí a pro slitinu Zr1Nb pouze tlaková. Lze také vyslovit závěr, že u kovu dochází

v povrchové vrstvě zahřátím na teplotu 360 °C ke snížení hodnot makroskopických zbytkových napětí a u monoklinického oxidu ke snížení tlakových napětí. Fázová transformace monoklinického oxidu na tetragonální při dané průměrné rychlosti ohřevu 0,08 °C/s neprobíhá skokově, ale v teplotním rozsahu ca 1100 až 1200 °C.

Bylo ukázáno, že rentgenová difrakce dokáže in-situ určit hmotnostní zastoupení krystalických fází a popsat makroskopická zbytková napětí, tudíž má nezastupitelný význam v materiálovém výzkumu.

Poděkování

Práce byla provedena za podpory ČEZ a.s. a dále podpořena grantem Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS22/183/OHK4/3T/14.

Literatura

- [1] JEONG, Yong Hwan, et al. Out-of-pile and in-pile performance of advanced zirconium alloys (HANA) for high burn-up fuel. *Journal of nuclear science and technology*, 2006, vol. 43, no. 9, p. 977-983.
- [2] KRAUS, Ivo, GANEV, Nikolaj. *Technické aplikace difrakční analýzy*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2004. ISBN 80-01-03099-7.
- [3] BAEK, Jong Hyuk; PARK, Ki Bum; JEONG, Yong Hwan. Oxidation kinetics of Zircaloy-4 and Zr-1Nb-1Sn-0.1 Fe at temperatures of 700–1200 C. *Journal of Nuclear Materials*, 2004, vol. 335, no. 3, p. 443-456.