

Západočeská univerzita v Plzni

Fakulta elektrotechnická

Disertační práce

DYNAMICKÁ PROUDOVÁ ZATÍŽITELNOST VODIČŮ PŘENOSOVÉ SOUSTAVY

Ing. Jaroslav Šnajdr

Školitel: prof. Ing. Zdeněk Vostracký, DrSc., dr. h. c.

Školitel specialista: Ing. Jan Sedláček, Ph.D.

Anotace

Předložená disertační práce se zabývá řešením vlivu špičkových výkonových toků na linky přenosové soustavy, které je dosaženo aplikací metod dynamického proudového zatěžování do systému operátorského řízení. Téma je velmi aktuální a reaguje na mimořádné události, které nastaly v souvislosti s liberalizací trhu s elektřinou a rozvojem podílu obnovitelných zdrojů energie.

Práce je rozdělena do tří hlavních částí. První část práce je svým obsahem nejrozsáhlejší a zevrubně popisuje model dynamického zatěžování vodičů. Druhá část navazuje na předchozí a zhodnocuje vliv použití technologie na lanové přípojnice v rozvodnách. Poslední část je zaměřena na proudovou zatížitelnost systému lanových spojek trubkových přípojníc.

Všechny metody a výsledky, které jsou v práci obsaženy, byly oponovány na pravidelných setkáních pracovních skupin pod vedením společnosti ČEPS, a.s. a případně aplikovány do praxe. Z tohoto důvodu jsou popsána řešení vypracována na míru podmínkám české přenosové soustavy – současného vybavení dotčených linek a rozveden. Hlavní přínos práce je zaměřen především na zvýšení bezpečnosti dodávky energie v rámci ČR, nicméně výsledky jsou obecně aplikovatelné.

Klíčová slova

dynamická proudová zatížitelnost, přenosová soustava, proudová zatížitelnost, přípojnice, rozvodny vysokého napětí, přípojnicové spojky, numerická analýza, sdružená úloha, metoda konečných prvků, diferenciální rovnice

DYNAMIC LINE RATING OF TRANSMISSION GRID CONDUCTORS

Annotation

The presented dissertation thesis deals with a solution of peak power loads effects on transmission lines, which was achieved by an application of dynamic line rating methods into the information system for transmission system operators. The topic is of a very high importance and reacts on nonstandard events, which happened in connection with the liberalization of energy markets and growing numbers of renewable energy sources.

The work itself consists of three main parts. The first part describes comprehensively dynamic line rating model. The second part deals with the influence of the technology on cable busbars in high voltage substations. The last part is focused on the ampacity of the tubular busbar connection system.

All the methods and results included in the thesis were reviewed during regular meetings of working groups under supervision of the company ČEPS, a.s. and eventually put into practice. Hence the discussed solutions are tailored to the conditions of the Czech transmission system – present equipment of involved lines and substations. The main contribution of this thesis is focused above all on energy safety enhancement in the Czech Republic; however the results are broadly applicable.

Keywords

dynamic line rating, transmission grid, ampacity, busbars, high voltage substation, busbar connections, numerical analysis, coupled problem, finite element method, ordinary differential equations

Poděkování

Rád bych tímto poděkoval svému školiteli prof. Ing. Zdeňkovi Vostrackému, DrSc., dr. h. c. za systematické vedení při práci, podporu, konzultace a především za možnost seberealizace při samostatném řešení jednotlivých dílčích cílů mé disertační práce.

Dále bych rád poděkoval Ing. Janu Sedláčkovi, Ph.D. za cenné rady a podněty během mého studia, Ing. Jiřímu Velkovi za organizaci celého projektu ze strany ČEPS, a.s. a mým kolegům Ing. Alešovi Krutinovi, Ing. Janě Jiříčkové, Ph.D. a Ing. Luboši Piterkovi za přátelské a produktivní pracovní prostředí.

V neposlední řadě bych rád poděkoval svým rodičům za podporu během mého celého studia a především své ženě Ludmile za nikdy nekončící trpělivost, motivaci a pozitivní přístup.

Prohlášení

Předkládám tímto k posouzení dizertační práci, zpracovanou během mého doktorského studia na Fakultě elektrotechnické Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem tuto práci vypracoval samostatně, s použitím uvedené odborné literatury, a pramenů a že veškerý software, použitý při jejím řešení a zpracování, byl využit s respektováním všech jeho licenčních podmínek.

V Plzni dne 18.8.2015

Jaroslav Šnajdr

Obsah

1. Seznam použitých zkratk a symbolů.....	9
2. Seznam obrázků a tabulek.....	11
3. Úvod do problematiky	15
4. Motivace práce	16
5. Současný stav poznání.....	16
5.1. Výměna závěsů vodičů	17
5.2. Výměna vodičů	18
5.3. Nová vedení.....	19
5.4. Operativní metody	19
5.5. Zvýšení napěťové hladiny linky	22
5.6. Vedení s vysokou vlnovou impedancí	22
5.7. Konverze na stejnosměrný proud	23
6. Hlavní cíle práce.....	24
7. Metodika a struktura práce	25
8. Vodiče velmi vysokého napětí.....	26
8.1. Dynamické zatěžování s ohledem na klimatické vlivy	27
8.1.1. Ohřev průchodem proudu	27
8.1.2. Ohřev slunečním zářením	28
8.1.3. Ohřev korónou.....	28
8.1.4. Tepelná kapacita vodiče	29
8.1.5. Ochlazování sáláním	29
8.1.6. Ochlazování prouděním vzduchu	30
8.1.7. Vliv srážek na ochlazování vodiče.....	34
8.2. Numerický model	36
8.2.1. Runge – Kutta – Fehlberg.....	36
8.2.2. Srovnání výpočetního modelu s měřením.....	39
8.2.3. Citlivost teploty vodiče na okolní faktory	42
8.3. Elektromagnetický model svazkového vodiče	45
8.4. Radiální rozložení teploty uvnitř AlFe lana	50

8.5.	Statistické zhodnocení ampacity.....	54
8.5.1.	Teplota okolí	55
8.5.2.	Ampacita	57
8.6.	Vyhodnocení přesnosti teoretického modelu	60
8.7.	Závěr.....	67
9.	Ampacita lanových přípojníc	68
9.1.	Citlivost teploty vodiče na okolní faktory	71
9.1.1.	Změna teploty okolí	72
9.1.2.	Změna intenzity slunečního záření	72
9.1.3.	Změna rychlosti větru	73
9.1.4.	Změna úhlu větru.....	74
9.2.	Porovnání se zatížením trubkových přípojníc.....	74
9.3.	Závěr.....	77
10.	Ampacita lanových spojek trubkových přípojníc.....	78
10.1.	Kontaktní systém	79
10.2.	Ohřev průchodem proudu.....	81
10.3.	Ohřev slunečním zářením.....	83
10.4.	Ochlazování zářením	84
10.5.	Ochlazování prouděním	84
10.6.	Výpočet ohřevu přípojnicových spojek metodou konečných prvků.....	85
10.7.	Varianta trubková přípojnice o tloušťce 8 mm	86
10.7.1.	Vliv kontaktů	90
10.8.	Varianta trubková přípojnice o tloušťce 6 mm	92
10.8.1.	Vliv kontaktů	93
10.9.	Verifikace výpočtů ohřevu spojek pomocí CFD.....	94
10.10.	Závěr	100
11.	Směr dalšího rozvoje práce.....	101
12.	Přínosy disertační práce.....	101
13.	Závěr	102
14.	Citovaná literatura	103

15.	Vlastní publikace	107
16.	Ostatní výsledky	108
17.	Přílohy	110
A.	Prohlášení o využití výsledku vývoje.....	110
B.	Boxplot – teplota okolí.....	111
C.	Průměrné hodnoty ampacity	117
D.	Boxplot – ampacita při standardních podmínkách ($v=0,5$ m/s, $\phi=45^\circ$)	123
E.	Boxplot – ampacita při bezvětří.....	129
F.	Termovizní měření na Rozvodně Přeštice	135

1. Seznam použitých zkratk a symbolů

CFD	výpočetní metody pro dynamiku kontinua
ODE	obyčejné diferenciální rovnice
OZE	obnovitelné zdroje energie
PDE	parciální diferenciální rovnice
RKF45	Runge-Kutta-Fehlberg numerická metoda 4. a 5. řádu přesnosti
A_{Al}	průřez pláště
A_{Fe}	průřez jádra
α_c	koeficient přestupu tepla prouděním
α_c'	koeficient přestupu tepla prouděním se zahrnutím směru větru
b	teplotní součinitel odporu
β_k	teplotní součinitel měrné tepelné kapacity
C	kapacita
c	měrná tepelná kapacita mezní vrstvy
C_{20}	měrná tepelná kapacita materiálu při 20 °C
C_{Al}	měrná tepelná kapacita pláště
C_c	měrná tepelná kapacita vodiče
C_{Fe}	měrná tepelná kapacita jádra
D	průměr vodiče
D_2	průměr ocelového jádra vodiče
E	intenzita elektrického pole
ε	odhad chyby numerické metody
ε_a	koeficient absorpce záření
ε_e	koeficient emisivity záření
f	frekvence
φ	úhel mezi směrem proudění větru a kolmicí vůči vodiči
g	gravitační zrychlení
I	proud
I_{ef}	efektivní hodnota proudu
I_s	intenzita slunečního záření
J	proudová hustota
k_{AC}	koeficient respektující skin efekt
k_c	koeficient směrovosti proudění větru
L	indukčnost
l	charakteristický rozměr
λ	tepelná vodivost
m_c	hmotnost vodiče
μ	magnetická permeabilita
Nu_{for}	Nusseltovo číslo pro nucenou konvekci
Nu_{lam}	Nusseltovo číslo pro laminární proudění

Nu_{nat}	Nusseltovo číslo pro přirozenou konvekci
Nu_{turb}	Nusseltovo číslo pro turbulentní proudění
ν	kinematická viskozita
P	výkon
P_p	přirozený výkon vedení
P_J	Jouleovy ztráty
P_s	ohřev slunečním zářením
P_c	ohřev korónou
P_r	chlazení sáláním
P_k	chlazení prouděním
P_w	chlazení výparem vody
p_0	tlak vzduchu
Pr	Prandtlovo číslo
R_{DC}	stejnoseměrný odpor lana při 20 °C
Ra	Rayleighovo číslo
Re	Reynoldsovo číslo
r	poloměr vodiče
ρ	hustota mezní vrstvy
ρ_{Al}	hustota hliníku
ρ_{Fe}	hustota železa
S	povrch vodiče
s	vzdálenost svazkových vodičů mezi sebou
s_0	poměr povrchu sálající na zem
s_n	poměr povrchu sálající na oblohu
σ	elektrická vodivost
σ_B	Stefanova - Boltzmannova konstanta
T	termodynamická teplota vodiče
T_{amb}	teplota okolí
T_c	teplota jádra vodiče
T_e	ekvivalentní teplota okolí
$T_n(obl)$	průměrná teplota oblohy v závislosti na oblačnosti
T_m	střední teplota mezní vrstvy
T_s	teplota povrchu vodiče
t	čas
τ	časová konstanta přechodového děje
ϑ	teplota vodiče
U	napětí
v	rychlost proudění
Z_{vl}	vlnová impedance

2. Seznam obrázků a tabulek

Obr. 5.1. Porovnání jednotlivých řešení mezi sebou; horizontální osa vyjadřuje poměrné náklady vůči výstavbě nové linky, vertikální pak nárůst přenosové kapacity [1].....	17
Obr. 5.2. Výměna izolátorů sloužící pro zvětšení výšky vodičů nad zemí [1].	18
Obr. 5.3. Závislost ampacity na teplotě vodiče [1].	18
Obr. 5.4. Srovnání struktury vodičů ACSR a ACCC [1].....	19
Obr. 5.5. RIBE-Ritherm systém [8].	21
Obr. 5.6. Princip měření teploty optickým vláknem, systém VALCAP [9].	21
Obr. 5.7. Maximální zatížení oproti délce linky [1].	22
Obr. 5.8. Převedení zapojení klasické dvojpotahové linky na DC provoz [1].	23
Obr. 6.1. Srovnání statické zatížitelnosti prvků vedení V432 (typické hodnoty pro 400 kV). ...	24
Obr. 8.1. Vlastnosti vzduchu v závislosti na střední hodnotě teploty mezní vrstvy (hustota, specifická tepelná jímavost, tepelná vodivost, kinematická viskozita).	32
Obr. 8.2. Rozsah koeficientu přestupu tepla prouděním pro kolmé obtékání vzduchem vodiče 382-AL1-49-ST1A.	33
Obr. 8.3. Teplotní rozdíl v ochlazení vodiče vůči množství srážek při dané zátěži [21].....	35
Obr. 8.4. Znázornění přibližného rozdělení vlivu chyb v závislosti na kroku metody [29].	36
Obr. 8.5. Srovnání měření a výpočtu teploty ustálených stavů metodou prosté iterace.	40
Obr. 8.6. Simulace dynamického průběhu teploty metodou RKF45 a její srovnání s měřením.	40
Obr. 8.7. Porovnání různých ODE numerických metod oproti naměřeným hodnotám.	41
Obr. 8.8. Průběh ampacity během dne v závislosti na teplotě okolí a slunečním osvětlení.....	42
Obr. 8.9. Závislost změny teploty vodiče na teplotě okolí.	43
Obr. 8.10. Změna slunečního svitu vůči změně teploty vodiče.	43
Obr. 8.11. Vliv rychlosti větru na teplotu vodiče.	44
Obr. 8.12. Schematický řez vodičem 382-AL1/49-ST1A; tmavé šrafování představuje ocelové jádro, světlé pak hliníkový plášť; průměr každého drátu je 3 mm.	45
Obr. 8.13. Síť bodů řešení úlohy (vlevo) a její detailní výřez v místě vodiče (vpravo).	46
Obr. 8.14. Rozložení proudové hustoty uvnitř vodiče při frekvenci 50 Hz.....	47
Obr. 8.15. Závislost koeficientu skin efektu jednoho vodiče na teplotě a relativní permeabilitě ocelového jádra.	47
Obr. 8.16. Konturový graf skin efektu jednoho vodiče.....	48
Obr. 8.17. Síť diskretních bodů v případě zkoumání vlivu trojsvazku.	49
Obr. 8.18. Závislost koeficientu skin efektu trojsvazku na teplotě a relativní permeabilitě ocelového jádra.	49
Obr. 8.19. Konturový graf skin efektu trojsvazku.	50
Obr. 8.20. Náhled tepelné sítě – uzly a spojení.	51
Obr. 8.21. Detailní pohled na uzel tepelné sítě svrchní vrstvy drátů.	52
Obr. 8.22. Srovnání modelované a měřené teploty na povrchu a v jádře vodiče.....	52
Obr. 8.23. Průměrná naměřená teplota okolí po měsících.	55
Obr. 8.24. Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc červen.	56

Obr. 8.25. Naměřené teploty okolí roztríděné po hodinách pro měsíc prosinec.	56
Obr. 8.26. Průměrná vypočítaná zatížitelnost při naměřených hodnotách teplot okolí a slunečního svitu v podmínkách bezvětrí.	57
Obr. 8.27. Průměrná vypočítaná zatížitelnost v případě standardizovaného proudění (rychlost 0,5 m/s při úhlu 45°).	58
Obr. 8.28. Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červen při standardním větru.	59
Obr. 8.29. Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc prosinec při standardním větru.	60
Obr. 8.30. Histogram odchylek mezi modelem a měřením VALCAP a RITHERM.	61
Obr. 8.31. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k teplotě okolí.	62
Obr. 8.32. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k rychlosti větru.	62
Obr. 8.33. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k úhlu větru.	63
Obr. 8.34. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k zatěžujícímu proudu.	63
Obr. 8.35. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem ke slunečnímu záření.	64
Obr. 8.36. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k teplotě okolí.	64
Obr. 8.37. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k rychlosti větru.	65
Obr. 8.38. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k úhlu větru.	65
Obr. 8.39. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k zatěžujícímu proudu.	66
Obr. 8.40. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem ke slunečnímu záření.	66
Obr. 9.1. Rozsah koeficientu přestupu tepla prouděním pro kolmé obtékání vzduchem vodiče 758-AL/43-ST1A.	68
Obr. 9.2. Zatížitelnost jednoho vodiče 758-AL/43-ST1A v závislosti na okolní teplotě a slunečním svitu za standardních podmínek okolí.	70
Obr. 9.3. Zatížitelnost dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A v závislosti na okolní teplotě a slunečním svitu za standardních podmínek okolí.	70
Obr. 9.4. Závislost přetížitelnosti vodiče 758-AL/43-ST1A za standardních podmínek okolí na délce přetížení dle velikosti proudu protékajícího před navýšením nad jmenovitou hodnotu.	71
Obr. 9.5. Závislost přetížitelnosti dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A.	71
Obr. 9.6. Závislost změny teploty vodiče podle teploty okolí.	72
Obr. 9.7. Změna slunečního svitu vůči změně teploty vodiče.	73
Obr. 9.8. Vliv rychlosti větru na teplotu vodiče.	73
Obr. 9.9. Vliv úhlu větru na teplotu vodiče.	74

Obr. 9.10. Srovnání zatížitelnosti lanového vodiče 758-AL/43-ST1A s odpovídajícími přípojnici trubkového provedení.....	76
<i>Obr. 9.11. Srovnání zatížitelnosti dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A s odpovídajícími přípojnici trubkového provedení.</i>	<i>76</i>
Obr. 10.1. Model soustavy přípojniových spojek; pro zjednodušení výpočtů byla uvažována příčně symetrická polovina.....	78
Obr. 10.2. Metoda stanovení koeficientu kvality kontaktního páru měřením při srovnání stejně dlouhého segmentu jednolitého vodiče se shodnou délkou kontaktního páru [34, 35].	79
Obr. 10.3. Vývoj koeficientu kvality kontaktu napříč časem [34, 35].....	80
Obr. 10.4. Znázornění sítě úlohy pro srovnání kvality kontaktní vrstvy; horní část představuje přípojniový pár s kontaktní vrstvou, dolní část pak stejně dlouhý segment přípojnice.	81
Obr. 10.5. Sít úlohy pro výpočet koeficientu AC odporu lan vlivem skin a proximity efektu. .	82
Obr. 10.6. Rozložení proudové hustoty uvnitř lanových spojek přípojnic; zhuštění proudu je patrné na vnějších stranách vlivem skin a proximity efektu, šipky znázorňují intenzitu a směr magnetického pole.	83
Obr. 10.7. Červeně zvýrazněné plochy představují okrajové podmínky ekvivalentní tepelnému toku ze slunečního záření.....	84
Obr. 10.8. Sít symetrického modelu spojkové soustavy se skládá z 122 220 elementů představujících 532 460 stupňů volnosti.	85
Obr. 10.9. Řez napříč spojkou zobrazuje množství Jouleových ztrát způsobených průchodem proudu napříč modelovanou soustavou přípojniových spojek.	86
Obr. 10.10. Rozložení povrchových teplot modelu při zatížení 4736 A během dne; nejvíce tepelně namáhaný prvek sestavy představuje vnitřní lano navíc tepelně zatížené ohřevem slunečního záření.	87
Obr. 10.11. Srovnání ampacity pro případ nekonečně dlouhého vodiče (analytický výpočet) a analýzy metodou konečných prvků při ukotvení do přípojniové objímky (FEA) při různém ohřevu slunečním zářením.	88
Obr. 10.12. Znázornění tepelného toku na povrchu modelu; nejsvětější místa znázorňují největší míru odvádění tepla kondukcí mimo proudovodnou dráhu a efektivnější chlazení. .	89
Obr. 10.13. Řez zachycuje míru tepelného toku napříč přípojniovou spojkou; nejsvětější místa ukazují na největší podíl chlazení vedením tepla.	90
Obr. 10.14. Rozložení teploty na povrchu spojek při kvalitě kontaktů $k_0 = 20$ a jmenovitém zatížení 4000 A ve dne.	91
Obr. 10.15. Rozložení teploty na povrchu modelu.	92
Obr. 10.16. Srovnání ampacity pro případ nekonečně dlouhého vodiče (analytický výpočet) a analýzy metodou konečných prvků při ukotvení do přípojniové objímky (FEA) při různém ohřevu slunečním zářením.	93
Obr. 10.17. Geometrie spojek včetně okolního objemu pro výpočet CFD.....	94
Obr. 10.18. Povrchová síť pevných částí modelu v Icepaku.	95

Obr. 10.19. Průběh reziduí continuity, rychlostí a energie – vývoj velikosti chyby podle hodnoty iterace výpočtu.....	97
Obr. 10.20. Průběh monitorů teploty v kritických bodech – modrá křivka představuje teplotu na vrcholu spojkových lan, další křivky pak teploty vzduchu.	97
Obr. 10.21. Průběh monitorů rychlosti proudění ve stejných bodech jako na Obr. 3.20.	98
Obr. 10.22. Povrchový graf teploty na sestavě spojek.	98
Obr. 10.23. Vektorový graf rychlosti proudění na podélném řezu středem úlohy ve směru proudění.....	99
Obr. 10.24. Vektorový graf rychlosti proudění v podélném bočním řezu úlohou.	99
Tab. 1.1. Butcherovo tablo RKF45 metody [30].....	38
Tab. 1.2. Parametry vodiče 382-AL1-49-ST1A.	39
Tab. 1.3. Zhodnocení počtu událostí, kdy ampacita klesla pod úroveň definovanou na základě normy ČSN EN 50341-3-19	59
Tab. 2.1. Parametry zkoumané lanové přípojnice.	69
Tab. 2.2. Materiálové parametry použité ve výpočtech zatížitelnost trubkových přípojnic....	75
Tab. 3.1. Ampacita systému přípojnicových spojek při zadaných podmínkách okolí.	88
Tab. 3.2. Citlivostní analýza vlivu tepelné a elektrické vodivosti kontaktní vrstvy na maximální teplotu spojek.	91
Tab. 3.3. Ampacita systému přípojnicových spojek při zadaných podmínkách okolí.	92
Tab. 3.4. Citlivostní analýza vlivu tepelné a elektrické vodivosti kontaktní vrstvy na maximální teplotu spojek	93

3. Úvod do problematiky

Elektrická vedení přenosové soustavy vysokého napětí se navrhují podle norem na nejvyšší proudové zatížení pro danou maximální dovolenou teplotu vodiče – stacionární ampacitu – při kombinaci nejnepříznivějších provozních vnějších podmínek. Vodiče venkovních vedení, ale i přístroje v rozvodnách, jsou ovšem vystaveny vnějším podmínkám, jež se v průběhu času výrazně mění v závislosti na aktuálním stavu počasí. Mění se tedy fyzikální podmínky chlazení – teplota okolí, sluneční svit, vítr, vlhkost atd. Většinu času se ale v daném okamžiku neseťká kombinace nejnepříznivějších podmínek, z nichž má hlavní vliv teplota okolí. Z aktuálních podmínek lze pak odvodit i aktuální proměnlivé proudové zatížení vodičů – dynamickou ampacitu. Ta je pak zpravidla vyšší než stacionární. To umožňuje využití stávajících vedení při vyšších zatíženích než je dosavadní normalizovaná stacionární hodnota.

Práce se zaměřuje na modelování potenciálního proudového zatížení vodičů pro dané vnější podmínky – dynamickou ampacitu – a zhodnocení vlivu aplikace technologie na kritické prvky v rozvodnách. Ke stanovení proudové zatížitelnosti slouží teoretické modely a použití různých nástrojů. Úspěšnou aplikací těchto modelů je možné optimalizovat proudovou zatížitelnost vedení, což je zejména žádoucí v souvislosti s proměnlivými zvýšenými požadavky na dynamické parametry výkonu z větrných a fotovoltaických elektráren. To umožní lepší využití současných vedení a v některých případech povede přinejmenším k oddálení nutné rekonstrukce či posilování některých linek – změna materiálu vodičů, paralelní vedení apod. Dále je v práci rovněž odvozeno využití tepelné jímavosti vodičů a prostřednictvím dynamických modelů je popsán nástroj k zvládnutí krátkodobých přetoků výkonu. Využití modelů statické a dynamické ampacity je potřebné zejména v období, kdy dochází v německých větrných farmách k vysoké výrobě elektrické energie, která po nedostatečně dimenzovaných národních přenosových sítí přetéká přes soustavu České republiky do jižní části Německa.

Výstupem práce je zpracování stacionárních a dynamických modelů ampacity pro konkrétní vedení a rovněž porovnání teoretických výsledků s naměřenými daty. Využití výsledků je možné prezentovat graficky, což je výhodné pro dispečerské řízení. Teoretické modely byly experimentálně ověřeny firmou ČEPS, a.s. a porovnány s výsledky modelů spolupracujících organizací EGÚ Brno, a.s. a TECHSYS - HW a SW, a.s i s modely uznávanou mezinárodní organizací CIGRE. Téma práce je velmi aktuální, jak o tom svědčí preferenční témata CIGRE, CIREN a publikace IEEE.

4. Motivace práce

Liberalizace trhu s elektřinou a současný tlak na rozšiřování zastoupení obnovitelných zdrojů energie (OZE) vyústila ve stále stoupající nároky na operátory přenosových soustav i na jejich zařízení. V důsledku neregulovatelnosti OZE tak postupně začalo docházet k nárazovým přetokům výkonu napříč propojenou evropskou přenosovou soustavou ENTSO-E a došlo na odhalování slabých míst, např. nedostatečně dimenzovanou síť napříč Německem. Jako prvotní impuls pro hledání opatření proti těmto událostem představuje nouzový stav, který v přenosové síti ČR nastal 25. 7. 2006. Tento den v důsledku akutního přetížení sítí v ČR i dalších evropských státech došlo k porušení kritéria **N-1**¹, síť v ČR se následně rozpadla na tři ostrovy a při dalším prohlubování nepříznivých okolností hrozil black-out. Hlavními problémy v tomto případě představovaly jednotlivé linky, které byly proudově zatíženy přes jejich jmenovité hodnoty a automatikou odpojeny. Na základě této události se postupně došlo k vytvoření zadání výzkumného úkolu dynamického jmenovitého zatížení vedení přenosové soustavy.

5. Současný stav poznání

Přenosová schopnost linky se měří v jednotkách MVA, které označují maximální protékaný výkon mezi dvěma koncovými body a je popsána následující základní rovnicí:

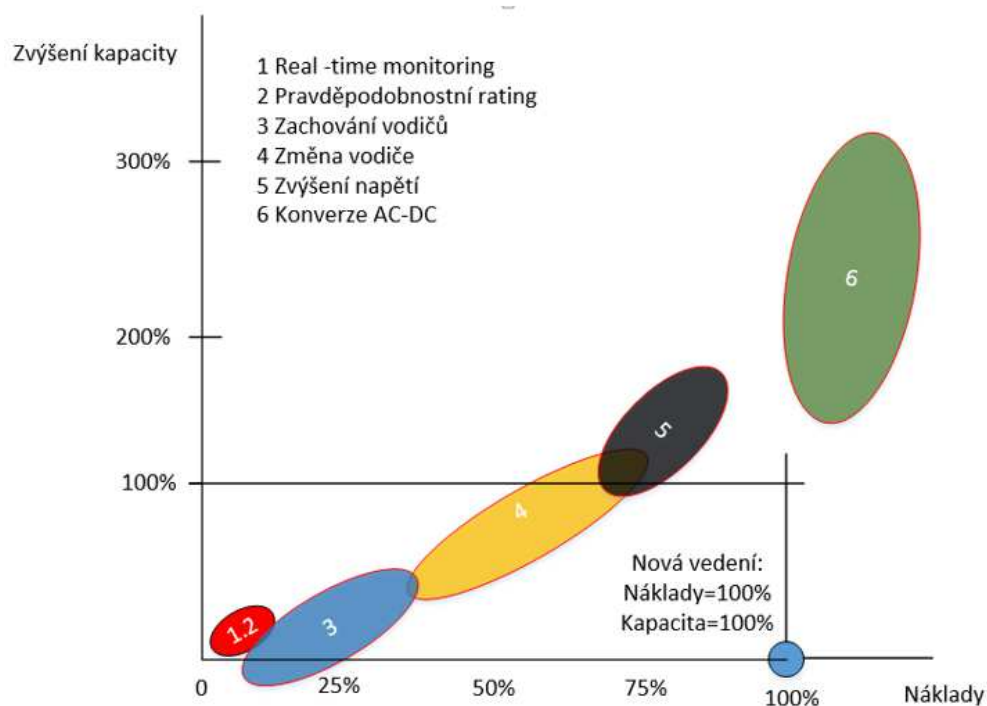
$$P = U \cdot I \tag{5.1}$$

Napěťové a proudové limity vyžadují při zvýšení přenosové kapacity obvykle výměnu vodičů a nosných konstrukcí. Takováto přestavba či posílení stávajících linek je na první pohled drahá, proto je nutné hledat nové přístupy k řešení mezi následujícími možnostmi:

- Zvýšení napětí linky
- Zvýšení maximálního proudu linky
- Zvýšení napětí i proudu (nejčastěji přestavba celé linky)
- Zdvojení (znásobení) potahu linky
- Výstavba nové linky

¹ Kritérium N-1 znamená, že provoz i rozvoj soustavy je plánován a kontrolován na stav výpadku jednoho jejího prvku a nesmí dojít k přetížení či výpadku prvku druhého. Zároveň je závazným standardem v rámci propojené evropské sítě ENTSO-E.

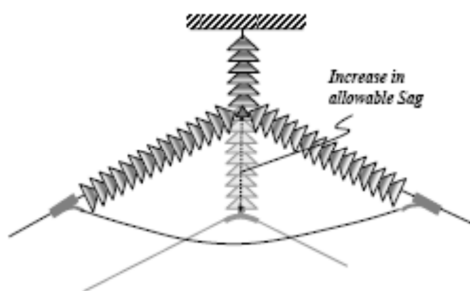
Každá z výše uvedených metod přináší zvýšení přenosové schopnosti linky v určitém rozsahu a za odpovídající cenu (viz Obr. 5.1). [1]



Obr. 5.1. Porovnání jednotlivých řešení mezi sebou; horizontální osa vyjadřuje poměrné náklady vůči výstavbě nové linky, vertikální pak nárůst přenosové kapacity [1].

5.1. Výměna závěsů vodičů

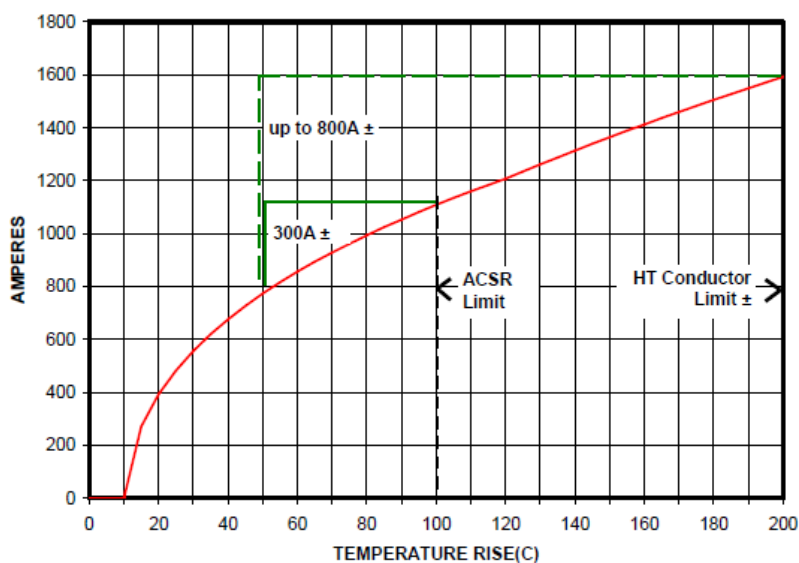
Vzhledem k vysokým cenám samotných vodičů se může přistoupit k výměně jejich závěsného ústrojí – izolátorům, které vychází podstatně levněji vzhledem k minimálním zásahům v dosavadním provedení linky. Na druhou stranu nárůst zatížitelnosti není tak významný. Jak ukazuje Obr. 5.2, zvýšení zatížitelnosti se dosahuje např. úpravou tvaru izolátorů takovým způsobem, že se vodiče v kotevním místě posunou výše od země, a tím se vytvoří rezerva i v místě největšího průvěsu. Ovšem je třeba zvážit, zda takové řešení vyhoví starším návrhům linek, které byly obvykle projektovány na teploty kolem 50 – 70 °C, a limitem není spíše než průvěs samotné oteplení.



Obr. 5.2. Výměna izolátorů sloužící pro zvětšení výšky vodičů nad zemí [1].

5.2. Výměna vodičů

Řešení výměnou vodičů je přínosné, pokud na lince očekáváme v budoucnu zvýšení zátěže a především je-li kotevní systém dostatečně naddimenzován, aby dokázal unést masivnější vodiče. Druhá možnost je využití současných objevů v materiálovém inženýrství nebo osazení linky tzv. vysokoteplotními vodiči. Přibližné rozsahy proudové zatížitelnosti zobrazuje Obr. 5.3.

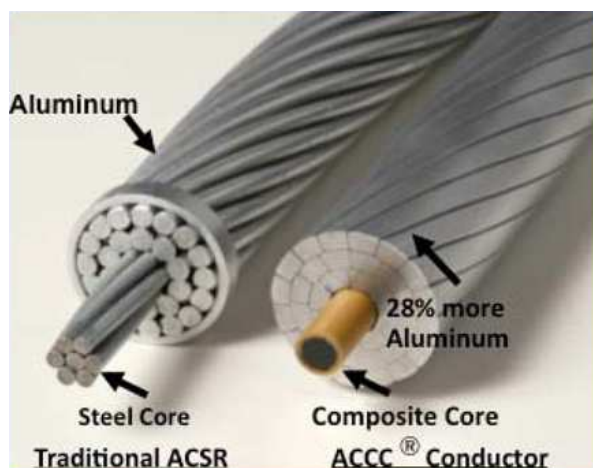


Obr. 5.3. Závislost ampacity na teplotě vodiče [1].

V případě vysokoteplotních vodičů (HT) se jedná o aplikace při teplotách vyšších než 90 – 100 °C. U klasických vodičů ACSR dochází k žíhání hliníku a tím k jeho měknutí a ztrátě pevnosti. V praxi se provozují dva způsoby nasazení HT vodičů. První metoda spočívá v žíhání vodičů již ve výrobě, kdy lano ztratí asi třetinu pevnosti, ale v tomto měkkém stavu již vydrží a nehrozí žádné riziko přetržení. Tyto vodiče jsou k dispozici po desetiletí a označují se jako ACSS. Mohou být trvale provozovány až při teplotě 250 °C. Další metoda spočívá ve zvýšení teploty žíhání. Toho se zpravidla dosahuje legováním hliníkových částí vodiče zirkoniem; lana

pak nesou označení TAL, XTAL a další. K jejich typickým vlastnostem patří kromě zvýšení pevnosti i zhoršení vodivosti, poměr hmotnosti vůči průřezu zůstává zachován a stejně tak i závislost průřezu na teplotě.

Po vyčerpání výše uvedených možností u klasických provedení vodičů, nové materiály poskytují jádra nevyrobená z feromagnetik a dokonce ani z kovů (viz Obr. 5.4). Předností těchto nových lan je nižší hmotnost, vysoká pevnost a především významně nižší teplotní roztažnost (v případě jádra z uhlíkových vláken je až sedmkrát nižší oproti oceli). Nevýhodou je opět vyšší cena bránící rozšíření této z dlouhodobého hlediska perspektivní technologii. Pokud ale přihlídneme k teplotní závislosti rezistivity vodičů a s tím související ztráty na vedení, je zatěžování nad současné meze snáze akceptovatelné v případech stavu sítě N-1 [2].



Obr. 5.4. Srovnání struktury vodičů ACSR a ACCC [1].

5.3. Nová vedení

V případě možnosti výstavby nové linky nebo posílení stávající trasy můžeme znatelně zvýšit přenosovou kapacitu. Na druhou stranu jen ve velmi vzácných případech je k dispozici prostor pro nové linky, a proto je účinná výměna stávajících delta stožárů na dvojpotačová řešení. Extrémní možnost pak představuje kombinace výše uvedených řešení, tj. výměna stožárů za více potahové a instalace nových vodičů s vyšším jmenovitým zatížením, popřípadě ještě doplněná optimalizací tvaru izolátorů pro zvýšení výšky vodičů nad zemí.

5.4. Operativní metody

Zvýšení maximálního dovoleného proudu se dosahuje i operativními metodami, které představují dynamické navýšení zatížitelnosti na základě zahrnutí měnicích se vlivů prostředí. Při současném návrhu se vychází z nejhorší možné kombinace atmosférických podmínek. Opera-

tivní metody jsou rozličného charakteru a k dosažení aktuálních hodnot zatížitelnosti využívají výpočty i měření teplot nebo průvěsu lana mezi stožáry. [3, 4, 5]

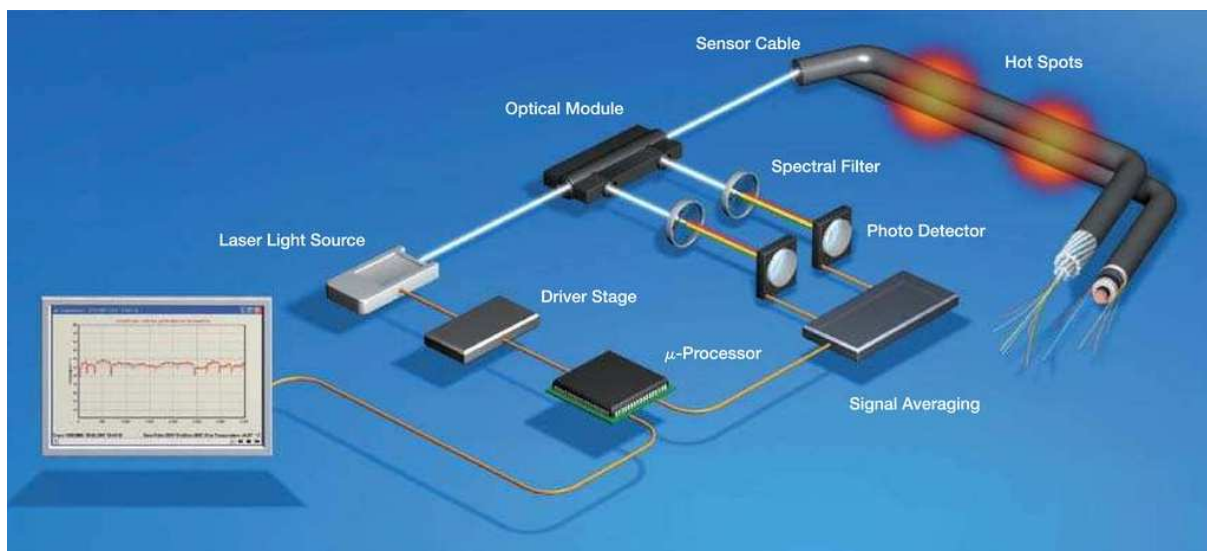
Meze zatížitelnosti se stanovují na základě pravděpodobnosti udání jevů, které ovlivňují výši teploty vodiče. K nejhorší kombinaci povětrnostních podmínek, které zahrnují rychlost proudění větru, sluneční tepelné záření a teplotu okolí, dochází zpravidla na maximální dobu několik desítek minut ročně, avšak ampacita linky je nastavena právě podle těchto hodnot. Na základě těchto zkušeností se zavedly tzv. letní a zimní režimy provozu, kdy se předpokládá, že nejnepříznivější parametr na výslednou ampacitu – teplota – je v zimě významně nižší, a proto dovoluje nárůst přenosových možností linky.

Metody založené na sledování teploty nebo průvěsu lan v reálném čase dosahují v průměru navýšení zatížitelnosti o 10 – 15 % [2]. Je třeba ale brát v úvahu skutečnost, že tato hodnota se dle zkušeností plynule mění od žádného navýšení až po desítky procent v závislosti na rozličnosti klimatu a přesnosti stanovení horní hranice zatížitelnosti po zahrnutí všech nejistot měření a chyb výpočtů. Obvykle ale proudový limit udává přístrojové vybavení v koncových uzlech závislé na proudu (vypínače, odpojovače, měřicí transformátory proudu) [6, 7]. Z hlediska obchodněprávního vztahu provozovatele a dodavatele těchto zařízení je ale nelze provozovat ve stejném režimu jako vodiče na linkách a byla by třeba obdobná studie a garance výrobcem, který poskytuje na zařízení záruku. Nicméně je možné tyto klimatické vlivy zahrnout již do návrhu připojení obnovitelných zdrojů energie, jejichž výkon závisí právě na okolních podmínkách [3].

Pro sledování teploty vodičů byla vyvinuta celá řada zařízení. V případě teplotních čidel můžeme tyto systémy dělit na lokální a globální v rámci dané linky. Lokální měřicí zařízení snímají teplotu vodiče v jednom bodu a jejich instalace nevyžaduje nijak náročné postupy (viz Obr. 5.5). Místa měření se pak vybírají dle zkušeností a znalostí okolí linky a umísťují se zpravidla na kritická místa, kde lze očekávat nejvyšší teploty (údolí, závětrné strany kopců atd.). Vážný nedostatek v podobě pouze lokálního měření lze negovat aplikací globálního systému měření DTS (Distributed temperature sensing systems) – výměnou alespoň jednoho vodiče linky za takový, který má vpleteno optické vlákno ve svém jádře (viz Obr. 5.6). Měření teploty pak probíhá na základě Ramanova jevu. Datovým výstupem bývá rozložení teploty vodiče cca každý 1 m s přesností lepší než ± 1 °C a dosahem kolem 30 km [8].



Obr. 5.5. RIBE-Ritherm systém [8].



Obr. 5.6. Princip měření teploty optickým vláknem, systém VALCAP [9].

Další systémy pro přímé měření průvěsu lan jsou provedeny na základě rozličných technologií. Jednou z možností je zjišťování tahu vodičů nainstalováním měřičů mechanického napětí mezi kotevní místa stožárů a izolátory. Jiný systém funguje na snímání polohy bodu na vodiči různými snímači – kamerou, laserem, radarem, sonarem nebo přímo GPS systémem. Nejjednodušší způsob měření průvěsu ale představuje vibrační analýza. Jedná se o zařízení velikostí obdobné systémům na lokální měření teploty, které může být umístěné na laně kdekoliv mezi stožáry. Funguje na principu snímání vibrací vodiče měnících se podle délky lana – velikosti průvěsu. Jejich největší výhodou je, že oproti lokálním měřičům teploty dokážou zahrnout všechny vlivy působící na vodič bez vlastní ovlivnění přesnosti měření a nepotřebují kalibraci.

Všechny formy měření nicméně vyžadují systém, který dokáže efektivně a spolehlivě zpracovat data a následně je přenést na centrálu [10, 11]. Při měření atmosférických podmínek se využívá celá řada přístrojů, je proto žádoucí sebraná data a komunikaci s centrálním bodem sjednotit pod jeden standard. V posledních letech se ukázala mezi nejvhodnějšími kandidáty

platforma ZigBee (IEEE 802.15.4), která má podobné vlastnosti fungování jako Bluetooth, kdy spojuje jednotlivá zařízení v rámci osobní sítě (PAN) [12].

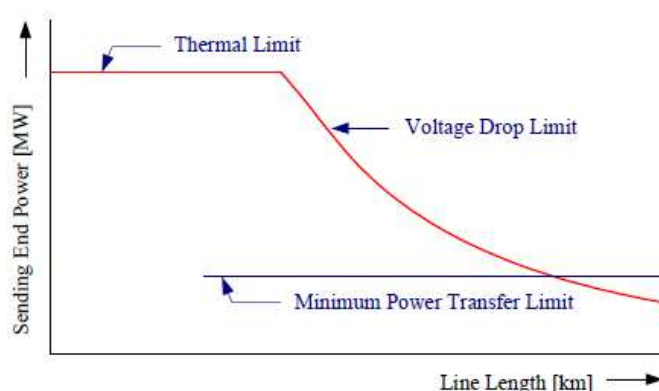
Další metody přistupují ke stanovení ampacity bez využití deterministických modelů. Jejich přednost spočívá v možnostech automatického učení parametrů linky na základě pokročilých statistických metod bez znalosti konkrétního vybavení. K tomuto přístupu je ale nutné mít k dispozici velké množství dat – real-time měření pro korekci výsledků a případně i předpověď počasí pro výpočet ampacity do budoucna. [13, 14, 15, 16]

5.5. Zvýšení napěťové hladiny linky

Podle vztahu elektrického napětí k přenášenému výkonu je zřejmé, že maximální přenosový výkon lze zvýšit také úpravou napěťových poměrů. Na linkách, kde je to možné, dosahujeme zpravidla mnohem lepších výsledků, úměrných nárůstu napětí, než úpravou proudových poměrů. Typicky bývá zvýšení napětí dvoj- a vícenásobné, čímž je nárůst zatížitelnosti velmi významný. Další výhodou spočívá v nezanedbatelném snížení provozních ztrát. Mezi nevýhody ale patří častá nutnost výměny vodičů kvůli vzniku koróny a fakt, že je obětován spoj o nižším napětí, který naopak může způsobit problémy s nadbytečností na napěťové hladině vyšší.

5.6. Vedení s vysokou vlnovou impedancí

Přenosová kapacita venkovních vedení není limitována pouze proudovým zatížením a s tím souvisejícími teplotními vlivy, ale v případě velkých vzdáleností (více než 250 km) tvoří bariéru i pokles napětí způsobený velkou podélnou impedancí. Jednotlivé limity popisuje Obr. 5.7.



Obr. 5.7. Maximální zatížení oproti délce linky [1].

Podle rovnic (5.2) a (5.3) je možné řešení problematiky poklesu napětí vícero způsoby úpravy indukčnosti nebo kapacity linky, mezi které patří přidání vodičů do svazku v každé fázi, zvět-

šení vzdáleností vodičů v rámci svazku, použití nesymetrických svazků nebo snížení mezifázových vzdáleností.

$$P_p = \frac{U^2}{Z_{vl}} \quad (5.2)$$

$$Z_{vl} = \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (5.3)$$

5.7. Konverze na stejnosměrný proud

Kromě použití DC systémů na velké vzdálenosti nebo propojování rozdílných sítí vzhledem k jejich výhodám se uvažuje i o nasazení mimo tuto úzkou množinu řešení. Zásadní rozdíl mezi AC a DC přenosem představuje efektivní stejnosměrné napětí rovné velikosti jeho amplitudy, tzn. linku můžeme provozovat při stejných izolačních parametrech na hladině $\sqrt{2}U_n$ napětí. Dále pak nedochází ke ztrátám skinefektom (cca 10 %) a nevzniká ani jalová složka (cca 15 %). Výsledná přenosová kapacita je pak kolem 180 % původní hodnoty. Provozně se střídavý a stejnosměrný provoz neliší až na použití AC/DC konvertorů na obou koncích, které jsou velmi drahé.

Přes svou jednoduchost provedení DC přenosu se však běžný unipolární systém (jeden pól tvoří vodič a druhý zem) nevyužívá kvůli bludným proudům a jejich následné možné destrukci kovových zařízení v zemi a dále pro vysoký přechodový odpor zemničů i odpor země samotné. Nejjednodušší a zároveň bezpečná je tedy přeměna dvojpotařových linek vzhledem k uspořádání sudého počtu vodičů (viz Obr. 5.8). Dále existují i experimentální řešení pro jednopotařové linky způsobem přepínání pólů mezi vodiči, tzv. bipolární systém. Metoda je založena na principu přetěžování jedné fáze, kdy před dosažením nebezpečné teploty se po přepólování přetěžuje ochlazená fáze.

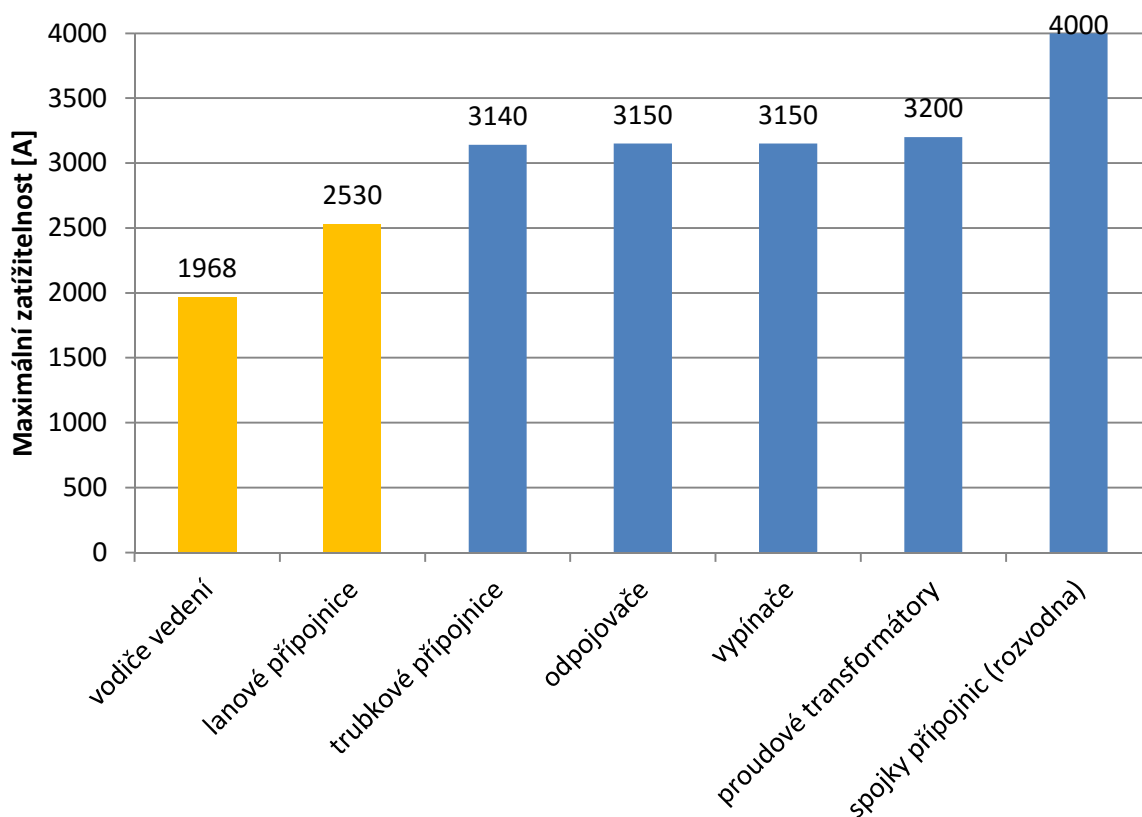


Obr. 5.8. Převodění zapojení klasické dvojpotařové linky na DC provoz [1].

6. Hlavní cíle práce

Jako hlavní cíl méj disertační práce jsem si vytyčil vyřešení aktuálního technického problému přicházejícího z praxe a zároveň podílení se na vybudování důvěry mezi společností ČEPS, a.s. a Fakultou elektrotechnickou, jakožto partnera pro vědu a výzkum. Výstupem mé práce měl být dostatečně robustní nástroj navržený na míru potřebám diagnostiky a provozu přenosové soustavy ČR a zároveň stanovení podmínek jeho provozu – rizika a přínosy. Toho jsem chtěl dosáhnout splněním následujících dílčích cílů:

- návrh a testování přesnosti modelu tepelné bilance vodičů přenosové soustavy
- jeho implementace do informačního systému ČEPS, a.s.
- návrh metodiky dynamického stanovení jmenovité proudové zatížitelnosti bez využití dodatečných měřicích systémů
- zhodnocení využitelnosti technologie při řešení nouzových stavů
- zhodnocení vlivu technologie na bezpečnost provozu koncových uzlů v rozvodnách – analýza rezerv zatížitelnosti jednotlivých kritických prvků (viz Obr. 6.1)



Obr. 6.1. Srovnání statické zatížitelnosti prvků vedení V432 (typické hodnoty pro 400 kV).

7. Metodika a struktura práce

Metodika řešení byla zvolena tak, aby postupně pokryla hlavní cíle práce a dosažené přínosy mohly být plně uplatněny operátory přenosové soustavy v praxi. Dále pak zhodnocuje navržené řešení provozu soustavy s technologií dynamického zatěžování z hlediska jeho přínosů pro bezpečnost dodávky elektrické energie a zaměřuje se i na podmínky aplikace.

Práce je rozdělena do tří na sebe navazujících celků. První část popisuje postup řešení aplikace technologie dynamického zatěžování a její konfrontace s rozličnými druhy dostupných srovnávacích měření osazených na lince V444. Na základě sebraných dat za tříleté časové období je dále zahrnuta studie předpokládaných rezerv zatížitelnosti pro jednotlivé kalendářní měsíce. Druhá část je zaměřena na analýzu proudové zatížitelnosti lanových přípojníc, které tvoří potenciální slabé místo v uzlových bodech. Poslední třetí část je vyhrazena analýze vlivu provozu dynamického zatěžování na kritické místo v podobě přípojnicových spojek nacházejícím se na příčném propojení jednotlivých polí pomocí trubkových přípojníc v rozvodně.

8. Vodiče velmi vysokého napětí

Maximální dovolený proud procházející dlouhým vedením je omezen stabilitou systému, dovolenou napěťovou regulací nebo hospodárností provozu vzhledem ke ztrátám v soustavě. Kratší vedení jsou obvykle omezena jen maximální dovolenou teplotou, která souvisí s bezpečnými parametry vzdáleností vodičů od země, a tímto limitem se práce zabývá na základě výsledků CIGRE [17] a IEEE [18]. Ohřevem vodičů linek dochází k jejich termoelastickému prodloužení a může tak dojít k nebezpečnému průvěsu. Nicméně bezpečnostní limity jsou dány pro nejhorší kombinaci parametrů prostředí, a proto zůstává po většinu času vedení nevyužito [19].

Teplota vodiče závisí na zatížení proudem, elektrické charakteristice vodiče a okolních parametrech, jako je intenzita slunečního svitu, okolní teplota a rychlost a směr proudění větru. Vztah mezi těmito veličinami se nazývá tepelná rovnice. V ustáleném (nebo kvazistatickém) stavu můžeme tuto rovnici vyjádřit jako rovnost:

$$\text{tepelný příkon} = \text{chlazení},$$

jejíž parametry tvoří teploty systému. Tuto jednoduchou rovnici lze použít při zjišťování výkonových rezerv ve vedení. Pokud bychom však uvažovali i oblasti přechodu mezi ustálenými stavy, musíme rovnici rozšířit o tepelnou kapacitu vodičů, ve výsledku pak popisující časový průběh fyzikálního děje ve skutečném prostředí:

$$\text{tepelná kapacita} = \text{tepelný příkon} - \text{chlazení}$$

Speciální případ pak může tvořit adiabatický děj, nastávající při zkratech v síti, kdy se tepelná energie nestačí z vodiče odvádět a hromadí se uvnitř:

$$\text{tepelná kapacita} = \text{tepelný příkon}$$

kterou lze aplikovat jen po velice krátký čas přechodového děje.

Vzhledem ke skutečnosti, že atmosférické podmínky se neustále mění a stejně tak i proudové zatížení linek, je stacionární stav použitelný jen jako orientační vodítko pro vytvoření limitujících charakteristik, a stejně tak i rovnici adiabatického děje lze s úspěchem aplikovat jen v časovém intervalu do zhruba $0,2 \tau$ [20]. V tomto případě se proto budu zabývat obecnou

rovnici, která je nutná pro vytvoření modelu vedení počítající výslednou teplotu v reálném čase.

8.1. Dynamické zatěžování s ohledem na klimatické vlivy

$$P_J + P_S + P_C = m_c c_c \frac{dT}{dt} + P_r + P_k + P_w \quad (8.1)$$

P_J [W/m] - Jouleovy ztráty, P_S [W/m] - ohřev slunečním zářením, P_C [W/m] - ohřev korónou, m_c [kg] - hmotnost vodiče, c_c [J/(kg.K)] - specifická tepelná jímavost vodiče, P_k [W/m] - ochlazování prouděním vzduchu, P_r [W/m] - ochlazování tepelným zářením, P_w [W/m] - ochlazování výparem vody

Obecný popis děje uvážením působících vlivů okolí, procházejícího proudu a parametrů vodiče pak dostává tvar rovnice (8.1), zahrnující všechny vlivy, popsané níže. Ohřev korónou je ale možno zanedbat vzhledem k dimenzování rozměrů vedení tak, aby se dosáhlo úplného potlačení obalové koróny – ztráty se tímto způsobem úspěšně redukuje pod 1 W/m. Dle metodiky CIGRE [17] se rovněž doporučuje zanedbat vliv ochlazování výparem vody, vzhledem k faktu, že srážky nepůsobí na vodič po celou dobu provozu. Na druhou stranu dle [21] se může vodič ochlazovat významným způsobem a v období dešťů tak přispět k nárůstu ampacity.

8.1.1. Ohřev průchodem proudu

$$P_J = R_{DC} \cdot k_{AC} \cdot I_{ef}^2 \cdot [1 + b \cdot (T - 293)] \quad (8.2)$$

R_{DC} [Ω] - stejnosměrný odpor lana při 20 °C, k_{AC} [-] - koeficient respektující skin efekt, I_{ef} [A] - protékající efektivní proud, b [K⁻¹] - teplotní součinitel odporu, T [K] - střední teplota vodiče

Rovnice (8.2) vyjadřuje zjednodušený elektrický model AlFe lana zahrnující přepočtený koeficient teplotní závislosti odporu pro materiál jádra i pláště vodiče, kdy lze s výhodou využít k výpočtu katalogový údaj stejnosměrného odporu od výrobce. Vlivem střídavého proudu dochází ve vodiči k nerovnoměrnému rozdělení proudové hustoty, kdy nejvyšší $|J|$ se nachází na povrchu a směrem do středu vodiče se snižuje. Tento jev se nazývá skin efekt a jeho hodnota se přibližně pohybuje u neferomagnetických vodičů mezi 2-5 %. Pro ACSR vodiče se doporučuje volit střední hodnotu pro $k_{AC} = 1,0123$ [17].

U AlFe lan je tento jev složitější vzhledem k uspořádání jednotlivých drátů ve svazku do šroubovice a faktu, že jádro je feromagnetické. 70-100 % proudu tekoucího lanem nepřechází

mezi jednotlivými dráty, ale sleduje trajektorii svého drátu, čímž dochází k transformátorovému efektu – vytváření podélných magnetických toků napříč ocelovým jádrem.

8.1.2. Ohřev slunečním zářením

Tepelný zisk dodaný slunečním zářením vyjadřuje (8.3) a záleží především na efektivní teplosměnné ploše vodiče a skutečnosti, že zkorodovaný a znečištěný vodič dokáže absorbovat kolem 90 % sálání oproti dokonale černému tělesu, než vodiče nově umístěné na stožáry, jejichž absorpce se pohybuje mezi 20-30 %. Efektivní plocha se může zvětšit zejména v oblastech pokrytých sněhem, kdy na vodič dopadá i záření odražené tvořící až 50% přírůstek k normálnímu stavu. Je doporučeno, aby hodnoty ε_a byly voleny mezi 0,8-0,9 pro nízko-teplotní vodiče. [22]

$$P_s = \varepsilon_a \cdot S \cdot I_s \quad (8.3)$$

$\varepsilon_a[-]$ - koeficient absorpce záření, $I_s[W/m^2]$ - intenzita slunečního záření, $S[m^2]$ - povrch vodiče

Za normálního stavu se intenzita záření I_s sestává z přímého a difúzního záření způsobeného prostupem paprsků atmosférou. Její měření se nicméně z důvodů financí a spolehlivosti provádí ne po složkách, ale jako celková intenzita. Efektivní plocha se uvažuje jako obdélník o stranách délky vodiče a jeho průměru. [17]

V případě, že vodičem neprotéká žádný proud, je za slunečního dne teplota rovná teplotě okolí plus teplotní vzrůst slunečním ohřevem. Tento efekt se nazývá Net Radiation Temperature, rozdíl mezi teplotou vodiče vystavenému slunečnímu záření a teplotou okolí se nazývá Net Radiation Gain (NRG). NRG je úměrný absorbovanému slunečnímu záření a nepřímo úměrný ochlazení prouděním. Obecně rozdíly teplot NRG vyšší než 10 °C jsou vzácné a nenastávají v případě vysoké okolní teploty, v průměru lze uvažovat nárůst 7-9 °C. [22]

8.1.3. Ohřev korónou

Ohřev vodiče korónou lze jednoduše popsat pomocí Peekova vzorce (8.4). Pro výpočet ztrát je ale možno koronu zanedbat, protože při ekonomickém návrhu vedení se hodnota pohybuje do 1 W/m. Největší ztráty obalovou korónou jsou potlačeny dostatečným průměrem vodičů a jejich rozdělením do svazků s odpovídající vzdáleností mezi nimi. [23]

$$P_c = \frac{244 \cdot p_0 \cdot T}{p \cdot T_0} (f + 25) \sqrt{\frac{r}{s}} \left(U - E_{krit} \cdot r \cdot \ln \frac{s}{r} \right)^2 \cdot 10^{-5} \quad (8.4)$$

P_c [kW/km] - ztráty korónou, p [Pa] - tlak vzduchu, T [K] - teplota vzduchu, f [Hz] - frekvence, r [m] - poloměr vodiče, s [m] - vzdálenost mezi svazky, U [V] - napětí, E [V/m] - intenzita el. pole

8.1.4. Tepelná kapacita vodiče

Celkovou akumulaci tepla vodičem lze spočítat jako kombinaci specifické tepelné jímavosti a hmotnosti ocelového jádra a hliníkového pláště. Hustota se do 100 °C prakticky nemění, ale měrná kapacita je přímo úměrná na teplotě podle vztahu (8.7).

$$c_c = \frac{c_{Al} \rho_{Al} A_{Al} + c_{Fe} \rho_{Fe} A_{Fe}}{\rho_{Al} A_{Al} + \rho_{Fe} A_{Fe}} \quad (8.5)$$

$$m_c = \rho_{Al} A_{Al} + \rho_{Fe} A_{Fe} \quad (8.6)$$

c_c [J/(kg.K)] - měrná tepelná kapacita vodiče, m - hmotnost vodiče, ρ_{Al} [kg/m³] - hustota hliníku, ρ_{Fe} [kg/m³] - hustota oceli, A_{Al} [m²] - průřez pláště, A_{Fe} [m²] - průřez jádra

Měrnou tepelnou kapacitu vodiče lze přepočítat jako vážený aritmetický průměr (8.5), hmotnosti vycházejí z prostého součtu hmotností obou složek lana (8.6).

$$c_c = c_{20} [1 + \beta_k (\vartheta - 20)] \quad (8.7)$$

c_{20} [J/(kg.K)] - měrná tepelná kapacita materiálu při 20 °C, β_k [K⁻¹] - teplotní součinitel měrné tepelné kapacity, ϑ [°C] - teplota materiálu

8.1.5. Ochlazování sáláním

Každé těleso s nenulovou absolutní teplotou vyzařuje svým povrchem tepelnou energii, která má charakter elektromagnetických vln, se všemi vlastnostmi pro ni plynoucí. V případě, kdy budeme uvažovat, že plocha vodiče je mnohem menší než plocha okolí, dostaneme výraz (8.8) pro přenos tepla do okolí běžně užívaný v technické praxi. Odvod tepla závisí především na rozdílu čtvrtých mocnin teplot povrchu vodiče a okolí, proto se význam tohoto fyzikálního jevu uplatňuje hlavně u velkých rozdílů teplot (přibližně nad 150 °C), kdy začne sálání převažovat nad prouděním. [24]

$$P_r = \varepsilon_e \cdot \sigma_B \cdot S \cdot (T^4 - T_{amb}^4) \quad (8.8)$$

ε_e [-] - koeficient emisivity sálání, σ_B [W/(m².K⁴)] - Stefanova-Boltzmannova konstanta, S [m²] - povrch vodiče, T_{amb} [K] - teplota okolí

Teoretická plocha vodiče vystavená záření tepla do atmosféry je právě polovina. Nicméně vlivem zástavby nebo porostu se tato plocha zmenšuje přibližně v mezích intervalu $\frac{1}{3}$ až $\frac{1}{4}$, kdy se počítá s nejmenším úhlem cca 20° mezi povrchem země a horní linií objektů bránících v sálání do atmosféry. Extrémní teplota vyšších vrstev jasné oblohy se udává -56°C , nicméně dle měření termokamerou ze země se teplota pohybuje zpravidla v intervalu $\langle -40^\circ\text{C}; +10^\circ\text{C} \rangle$ od čisté oblohy, přes zastřenou až po mraky. Vzorec pro výpočet ekvivalentní teploty udává (8.9), jehož výsledek můžeme dosadit do (8.8) namísto teploty okolí. Hodnota ekvivalentní teploty pak přesně respektuje celkový sálavý výkon vodičů a chladivost, která je zpravidla vyšší, než kdybychom tento jev zanedbali. [25, 26]

$$T_e = \sqrt[4]{s_n \cdot T_n(\text{obl})^4 + s_0 \cdot T_0^4} \quad (8.9)$$

$$(s_0 = 1 - s_n)$$

$T_e[\text{K}]$ - ekvivalentní teplota okolí, $T_n(\text{obl})[\text{K}]$ - průměrná teplota oblohy v závislosti na oblačnosti, $T_0[\text{K}]$ - teplota prostředí na zemi, $s_0[-]$ - poměr plochy sálající na prostředí na zemi, $s_n[-]$ - poměr plochy sálající na oblohu

8.1.6. Ochlazování prouděním vzduchu

Odvod tepla z pevného tělesa do okolí prostřednictvím vzduchu patří mezi nejproblematictější druh výpočtů při zjišťování tepelné bilance. Zkoumaný objekt lze popsat pomocí výpočetního software postaveného na základě Navier-Stokes parciálních diferenciálních rovnic. Přes jejich nespornou výhodu umožňující detailní popis rozložení teploty a proudění kolem pevných částí musíme ale přihlídnout i k nevýhodám. Validní numerická simulace totiž vyžaduje velké zkušenosti v přístupu k řešení problému a pro její časovou a výpočetní náročnost je více vhodná jako metoda optimalizace. Druhou možností je přistupovat k problému jako k černé skřínce a nezajímat se o přesné fyzikální děje. V tomto případě je ideální použít Newtonův vztah (8.10), který míru přestupu tepla kvantifikuje.

$$P_c = \alpha_c \cdot S \cdot (T - T_{amb}) \quad (8.10)$$

$\alpha_c[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$ - koeficient přestupu tepla prouděním

Koeficient přestupu tepla α_c nahrazuje a charakterizuje celé pozadí děje. V případě ochlazování vodičů na volném prostranství musíme uvažovat širokou škálu proudění větru, která zahrnuje volnou konvekci při bezvětří přes přechodnou oblast až po silně nucenou konvekci

při rychlostech větru až 10 m/s. Rovnice (8.11) matematicky popisuje takovou škálu v případě sčítání volné a nucené konvekce [27].

$$\alpha_c = \sqrt[3]{(Nu_{nat}^3 + Nu_{for}^3)} \cdot \frac{\lambda}{l} \quad (8.11)$$

$Nu_{nat}[-]$ - Nusseltovo číslo pro přirozenou konvekci, $Nu_{for}[-]$ - Nusseltovo číslo pro nucenou konvekci, $\lambda [W/(m.K)]$ - tepelná vodivost mezní vrstvy, $l[m]$ - charakteristický rozměr vodiče

Následující vztahy (8.12) až (8.16) slouží pro výpočet Nusseltova čísla přirozené konvekce [27]. Ta je závislá na mnoha faktorech, které ovlivňují proces vztlaku vzduchu. Jednoduše lze výměna tepla z pevné látky do vzduchu za bezvětří popsat pomocí objemové hmotnosti. U studeného vzduchu absorbujícího teplo z vodiče zároveň s nárůstem teploty dochází k výraznějšímu kmitání atomů, a proto se začne roztahovat a ztrácet svoji hustotu. Vzduch s nižší objemovou hmotností je studenějším vzduchem vytlačován vzhůru a umožňuje tak kontinuální chlazení závislé kromě jiného i na tvaru obtékaného tělesa. Rovnice (8.17) až (8.20) popisují výpočet Nusseltova čísla pro laminární i turbulentní proudění včetně přechodové oblasti [27]. Z hlediska principu přestupu tepla jsou si přirozená a nucená konvekce velmi podobné. U nuceného proudění je ale hybnou silou pohybu vzduchové masy nikoliv vztlaková síla, ale vnější působení rozdílu tlaků. Tato tlaková diference může být mnohonásobně větší než u vztlaku, proto je také tento druh ochlazování výrazně účinnější.

$$Nu_{nat} = \{0.6 + 0.387 \cdot [Ra \cdot f(Pr)]^{1/6}\}^2 \quad (8.12)$$

$$f(Pr) = \left[1 + \left(\frac{0.559}{Pr}\right)^{9/16}\right]^{-16/9} \quad (8.13)$$

$$Pr = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c}{\lambda} \quad (8.14)$$

$$Ra = \frac{g \cdot \Delta T \cdot l^3 \cdot \rho \cdot c}{T_m \cdot \lambda} \quad (8.15)$$

$$T_m = \frac{T + T_{amb}}{2} \quad (8.16)$$

$Ra[-]$ - Rayleighovo číslo, $Pr[-]$ - Prandtlovo číslo, $g[m/s^2]$ - gravitační zrychlení, $\Delta T[K]$ - teplotní rozdíl mezi vodičem a okolím, $\nu[m^2/s]$ - kinematická viskozita, $\rho[kg/m^3]$ - hustota mezní vrstvy, $c[J/(kg.K)]$ - specifická tepelná jímavost mezní vrstvy, $T_m[K]$ - střední teplota mezní vrstvy

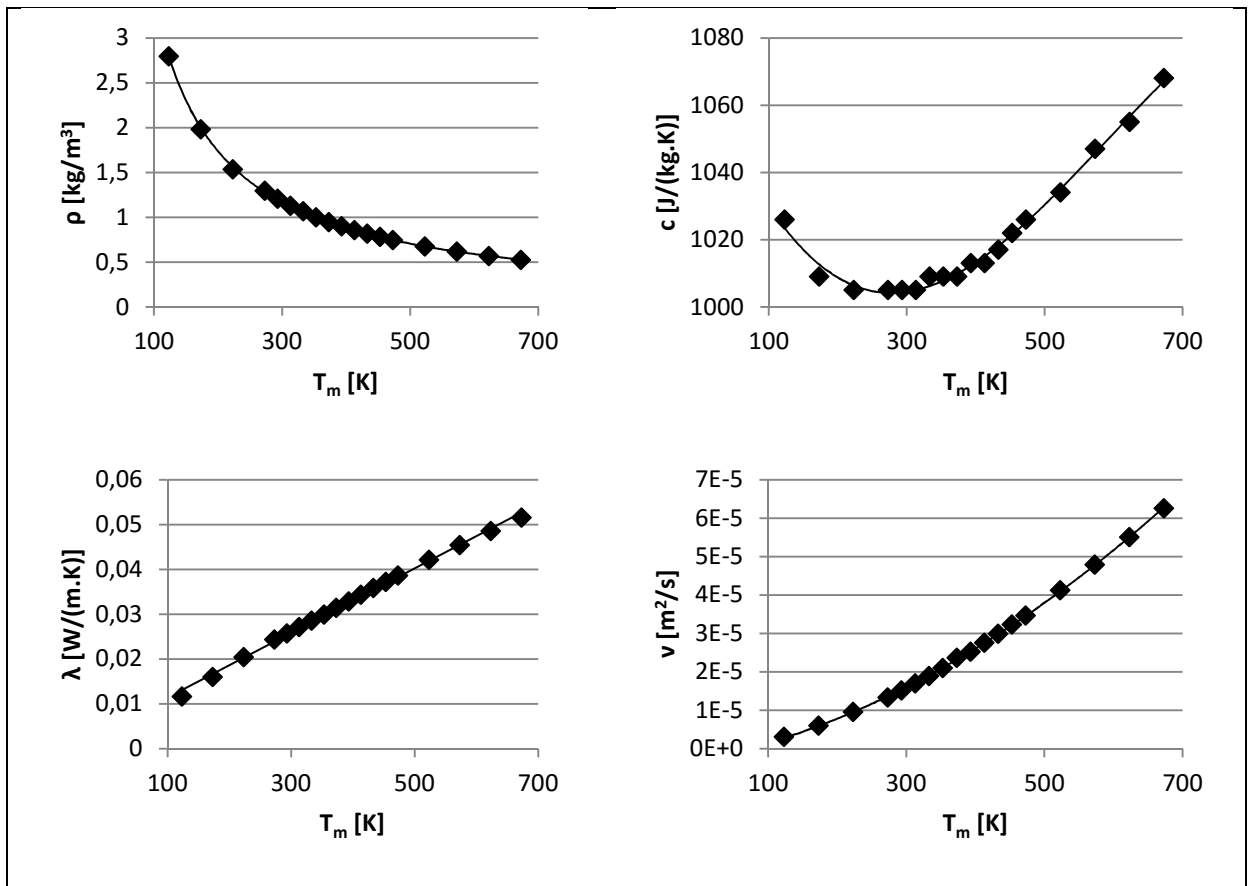
$$Nu_{for} = \left(0.3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{tur}^2} \right) \cdot \left(\frac{T_m}{T} \right)^{0.12} \quad (8.17)$$

$$Nu_{lam} = 0.664 \cdot \sqrt{Re} \cdot \sqrt[3]{Pr} \quad (8.18)$$

$$Nu_{tur} = \frac{0.037 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr}{1 + 2.443 \cdot Re^{-0.1} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \quad (8.19)$$

$$Re = \frac{v \cdot l}{\nu} \quad (8.20)$$

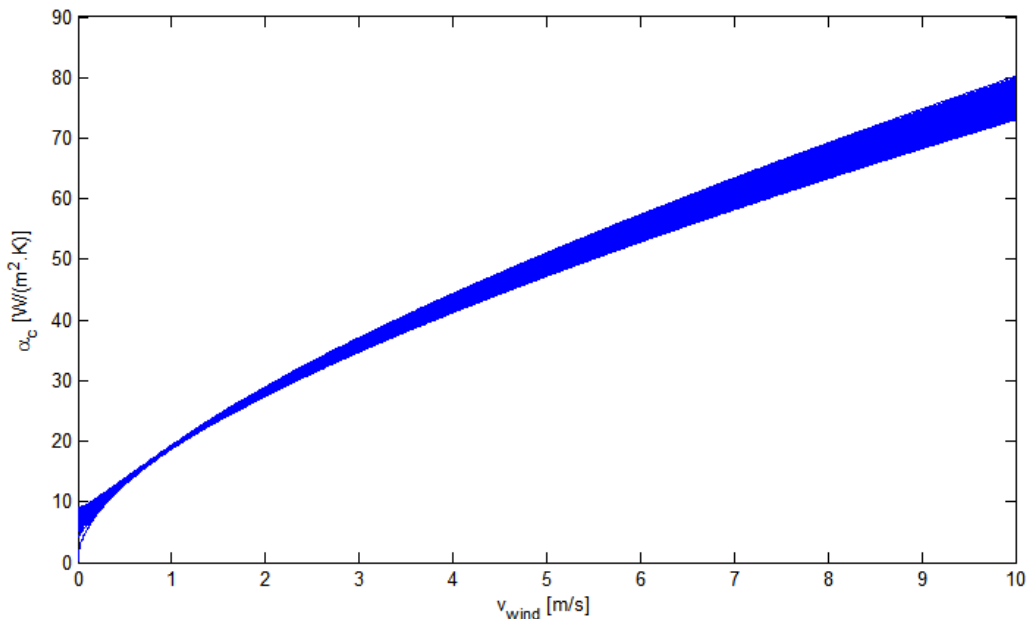
$Nu_{lam}[-]$ - Nusseltovo číslo pro laminární proudění, $Nu_{tur}[-]$ - Nusseltovo číslo pro turbulentní proudění, $Re[-]$ - Reynoldsovo číslo, $v[m/s]$ - rychlost větru v kolmém směru



Obr. 8.1. Vlastnosti vzduchu v závislosti na střední hodnotě teploty mezní vrstvy (hustota, specifická tepelná jímavost, tepelná vodivost, kinematická viskozita).

V případě širokého rozsahu teplot mezní vrstvy vzduchu je vhodné navíc uvažovat i skutečnost, že se charakteristické vlastnosti vzduchu výrazně mění. Na Obr. 8.1 jsou zobrazeny průběhy hustoty, kinematické viskozity, tepelné jímavosti a vodivosti dle hodnot převzatých z [28]. Rozsah teplot cca -30 až +80 °C při modelování přestupu tepla dokáže změnit přesnost výsledků v řádu až desítek procent, a proto je důležité neopomenout ve výpočtu ani tyto

charakteristiky, pokud to dovolí výpočetní možnosti. Obr. 8.2 zobrazuje výsledný rozsah koeficientu α_c pro všechny uvažované stavy vodiče a okolí naměřené systémem ČEPS, a.s. během dvanáctiměsíčního období. Největší difference v rozsahu je dle očekávání v oblasti volné konvekce a přechodného charakteru proudění, kdy je přestup tepla nejvíce závislý na teplotě mezní vrstvy.



Obr. 8.2. Rozsah koeficientu přestupu tepla prouděním pro kolmé obtékání vzduchem vodiče 382-AL1-49-ST1A.

Pokud budeme uvažovat vliv směru proudění větru, dochází ke zdatelným změnám ve výsledné míře odvedeného tepla. Např. ustálený vítr pod úhlem 45° vůči vodiči představuje 85% chladicího výkonu, úhel 30° již znamená pokles na 74 % ekvivalentního větru v kolmém směru na vodič [22]. Přibližný výpočet vlivu směrovosti větru oproti kolmému směru představují dle modelu IEEE rovnice (8.21) a (8.22) [18]. Pro nízké rychlosti proudění se ale charakter větru mění na bezsměrový, za hranici jsou považovány rychlosti pod 0,5 m/s [17].

$$\alpha'_c = \alpha_c \cdot k_c \quad (8.21)$$

$$k_c = 1,194 - \sin(\varphi) - 0,194\cos(2\varphi) + 0,368\sin(2\varphi) \quad (8.22)$$

α'_c - koeficient přestupu tepla prouděním s uvažováním vlivu směru větru, k_c - koeficient vyjadřující závislost přestupu tepla na směru proudění, φ - úhel mezi směrem větru a kolmicí k vodiči

8.1.7. Vliv srážek na ochlazování vodiče

Kvůli zanedbání vlivu ochlazování odpařováním vody v teoretickém modelu mohlo docházet k nepřesnostem ve výpočtech navzdory doporučení IEEE [18], ve kterém se autoři dopustili řady zjednodušení. Pro statickou ampacitu tak, jak je definována a vyžadována současnými platnými normami, je toto opomenutí ospravedlnitelné, protože tak lze zajistit vyšší bezpečnostní rezervu. Nicméně v případě, kdy potřebujeme využít celý potenciál linky a stanovit maximální ampacitu, může být toto zjednodušení zavádějící. Vzhledem k absenci měření srážek v místech zkoumaného vedení 444 tak není možné potvrdit ani vyvrátit praktický dopad na rozdíl mezi naměřenými a modelovanými teplotami vodiče.

Proud vody tekoucí na vodič se z údajů o množství srážek vypočítá použitím Bestovy rovnice (8.23). Celkový souhrn padajících a větrem odvátných srážek ulpívajících na vodiči vyjadřuje (8.24), zatímco maximální množství odpařené vody je dáno (8.25). [21]

$$w = 0,067 \cdot P^{0,846} \quad (8.23)$$

$$m_a = \sqrt{(0,001 \cdot P \cdot \rho_w)^2 + (0,0036 \cdot V_w \cdot w)^2} \cdot \frac{1}{3600} \quad (8.24)$$

$$m_e = \frac{h \cdot 0,62}{c_p \cdot p_a} (e_c - RH \cdot e_a) \quad (8.25)$$

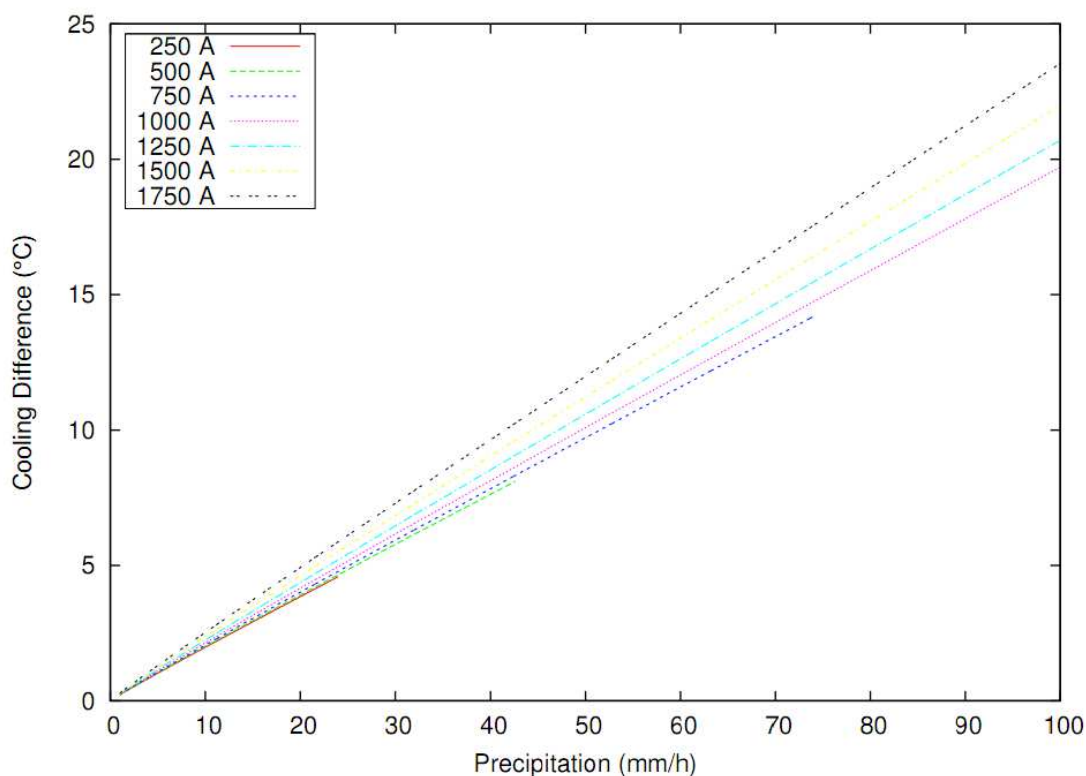
P - množství srážek, ρ_w - hustota vody, V_w - rychlost větru v kolmém směru, m_a - celkové množství vody dopadající na vodič, e_c - saturační tlak vodní páry při teplotě vodiče, RH - relativní vlhkost vzduchu, e_a - saturační tlak vodní páry při teplotě okolí, c_p - měrná tepelná kapacita vzduchu, p_a - tlak vzduchu, m_e - maximální množství odpařené vody

Z důvodu omezené schopnosti vodiče odpařit všechnu na něm ulpívající vodu je množství ochlazující vody vyjádřeno v (8.26) použitím nižší hodnoty a následně dosazeno do celkové bilanční rovnice (8.27) vyjadřující množství odebraného tepla. Dále je třeba brát v úvahu, že při teplotách okolí menších než 0 °C je nutno započíst skupenské teplo tání, protože předpokládáme celý objem vody v podobě sněhu. [21]

$$m = \begin{cases} m_a & m_a < m_e \cdot \pi \\ m_e & \text{jinak} \end{cases} \quad (8.26)$$

$$P_w = m \cdot [L_e + c_w \cdot (T_c - T_a)] \quad (8.27)$$

L_e - měrné skupenské teplo výparu vody, c_w - měrná tepelná kapacita vody, T_c - teplota vodiče, T_a - teplota okolí

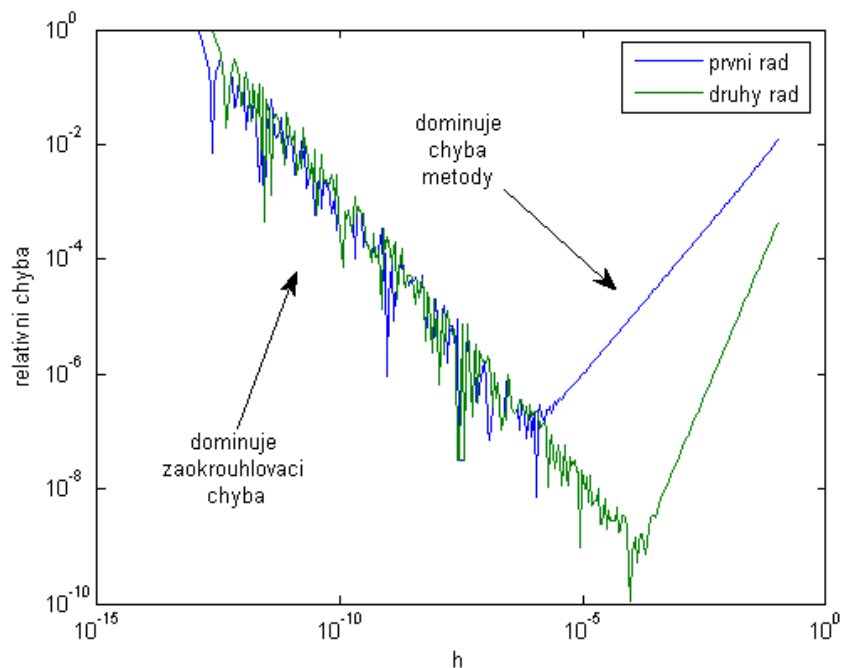


Obr. 8.3. Teplotní rozdíl v ochlazení vodiče vůči množství srážek při dané zátěži [21].

Výpočty byly provedeny na základě parametrů skutečného vodiče Drake 26/7 ACSR o průměru 28,12 mm a emisivitě 0,5 za následujících podmínek okolí: okolní teplota 25 °C, rychlost větru 3,5 m/s a relativní vlhkost vzduchu 95 %. Na základě syntetických výpočtů při změnách parametrů okolí bylo zjištěno dle Obr. 8.3, že rozdíl v ochlazení vodiče představoval rozmezí cca od 1 °C do 20 °C. Ochlazování výparem vody se tak stává nejvýznamnějším faktorem působícím v modelu na ampacitu. [21]

8.2. Numerický model

Bohužel nemáme k dispozici počítače s nekonečnou přesností a neomezeným výpočetním časem, proto jsme nuceni volit určitou délku kroku, která je dána kompromisem mezi požadavkem na přesnost výsledků (v našem případě se lze pohybovat s tolerancí v řádech 10^{-6}) a počtem iterací (typicky v jednotkách až desítkách během několikaminutového intervalu mezi změnou naměřených hodnot). Vzhledem k nepředvídatelně proměnlivé dynamice průběhu teploty vodičů a k omezené přesnosti výpočetních systémů je třeba použít numerické metody s adaptivní délkou výpočetního kroku, které nám zajišťují optimalizaci tohoto kompromisu. V případě rozdělení intervalu mezi naměřenými daty příliš hrubě nevyužijeme potenciál numerické metody a dopouštíme se nekontrolovaného zanášení chyb do výsledků, naopak při rozdělení intervalu na příliš malé úseky narážíme na problém se zaokrouhlováním čísel na hranici rozpoznatelnosti počítačem.



Obr. 8.4. Znárodnění přibližného rozdělení vlivu chyb v závislosti na kroku metody [29].

8.2.1. Runge – Kutta – Fehlberg

Jako výpočetní nástroj jsem zvolil metodu Runge-Kuttova typu, konkrétně Runge-Kutta-Fehlberg (RKF45), která se ukázala jako nejvhodnější řešení z více důvodů. Především je to matematická jednoduchost a robustnost operací umožňující velmi rychlé výpočty s vysokou přesností, dále možnost pomocí metody provádět odhad optimální délky kroku podle zadané

tolerance a v neposlední řadě i fakt, že pro samotný výpočet potřebujeme minimum vstupních dat. Na druhou stranu přes všechny výhody je třeba přihlídnout ke skutečnosti, že tento algoritmus není vhodný pro řešení problémů s vysokou tuhostí (stiff problem), který v tomto případě znamená velmi příkrou derivaci teploty – čili zkrat na vedení.

$$\frac{dx}{dt} = f(t, x(t)) \quad (8.28)$$

$$x(t) = (x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t))^T, f \in [a, b] \times \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$$

$$x(0) = x_0 \quad (8.29)$$

Diferenciální rovnici prvního řádu můžeme vždy zapsat v implicitním tvaru nebo jako je v (8.28) i ve tvaru explicitním. Pro řešení počáteční úlohy musíme ještě doplnit vhodnou počáteční podmínku (8.29) za předpokladu, že v intervalu kolem bodu x_0 existuje jednoznačné řešení. Vztahy (8.30) popisují způsob dělení spojitého intervalu $t \in [a, b]$ na M shodných podintervalech o velikosti kroku h . [30]

$$t_j = a + jh, \quad j = 0, 1, \dots, M, \quad h = \frac{b-a}{M} \quad (8.30)$$

Skupina explicitních numerických metod založená na principu Runge-Kutta M -tého stupně je popsána vztahem (8.31). [30]

$$x(t_{n+1}) := x_{n+1} = x_n + h \sum_{i=1}^m c_i k_i \quad (8.31)$$

Jednotlivé koeficienty jsou popsány v (8.32) a lze pomocí nich definovat různé druhy numerických metod m -tých stupňů. Pro přehlednost se obvykle zapisují jako tzv. Butcherovo tablo (viz Tab. 8.1). [30]

$$\begin{aligned} k_1 &= f(t_n, x_n), \\ k_2 &= f(t_n + \alpha_2 h, x_n + h\beta_{21}k_1(t_n, x_n)), \\ k_3 &= f(t_n + \alpha_3 h, x_n + h\beta_{31}k_1(t_n, x_n) + h\beta_{32}k_2(t_n, x_n)), \\ &\vdots \\ k_m &= f\left(t_n + \alpha_m h, x_n + h \sum_{j=1}^{m-1} \beta_{mj} k_j\right). \end{aligned} \quad (8.32)$$

RKF45 vychází z využití Taylorova interpolačního polynomu, ale nepoužívá ho přímo, takže není nutné explicitně vyjadřovat derivace funkce včetně jejich hodnot. Naproti tomu zjišťuje směrnice tečen strategicky volených bodů na určeném intervalu (Tab. 8.1, levý sloupec představuje část celkové velikosti kroku) pouhým dosazováním do zadané funkce a postupný výpočet požadovaných koeficientů (Tab. 8.1, pravá horní část zobrazuje hodnoty pro výpočet korekčních koeficientů). Výsledkem metody je vážený průměr těchto koeficientů zachycující odchylku mezi hodnotami T_n a T_{n+1} ; RKF45 má navíc výhodu v tom, že během výpočtu jednoho kroku, lze obdržet výsledek pro metodu 4. řádu (Tab. 8.1, pravá dolní část, první řádek) a také 5. řádu přesnosti (Tab. 8.1, pravá dolní část, druhý řádek), jejichž rozdíl dává odhad chyby výpočtu a lze také určit optimální délku kroku. [30]

Tab. 8.1. Butcherovo tablo RKF45 metody [30].

0						
1/4	1/4					
3/8	3/32	9/32				
12/13	1932/2197	-7200/2197	7296/2197			
1	439/216	-8	3680/513	-845/4104		
1/2	-8/27	2	-3544/2565	1859/4104	-11/40	
	25/216	0	1408/2565	2197/4104	-1/5	0
	16/135	0	6656/12825	28561/56430	-9/50	2/55

Metod Runge-Kutta existuje celá řada, ale jen některé z nich jsou adaptibilní, což znamená, že během jedné iterace obdržíme výsledek pro přesnost p . a $p+1$. řádu, který nám umožňuje efektivně rozdělit počítaný interval na vhodně dlouhé kroky. Jiný přístup umožňuje odhadnout přesnost na základě půlení kroku a porovnávání výsledků mezi sebou, je ale časově podstatně náročnější, protože jeden výsledek počítáme vícekrát.

Více krokové metody neumožňují adaptibilně měnit velikosti kroku, na druhou stranu zvýšení přesnosti se dosahuje „prodloužením paměti“ – zahrnutím více předchozích výsledků v řadě – čímž se zvyšuje řád interpolačního polynomu. Další výhoda spočívá v tom, že každý výsledek v zadaném bodě počítáme jen jednou. Na druhou stranu více krokovou metodu je potřeba „nastartovat“ a několik prvních výsledků spočítat např. pomocí nějaké jednokrokové metody, proti hraje dále i fakt, že jsou náročné na paměť i výpočetní prostředky. [29]

Pro úlohy s vysokou tuhostí se jeví nevhodnější použít implicitní metody, které vykazují stabilnější chování. Jejich přesnost se ale pohybuje jen v řádu 2 – 3 a navíc se výpočet značně

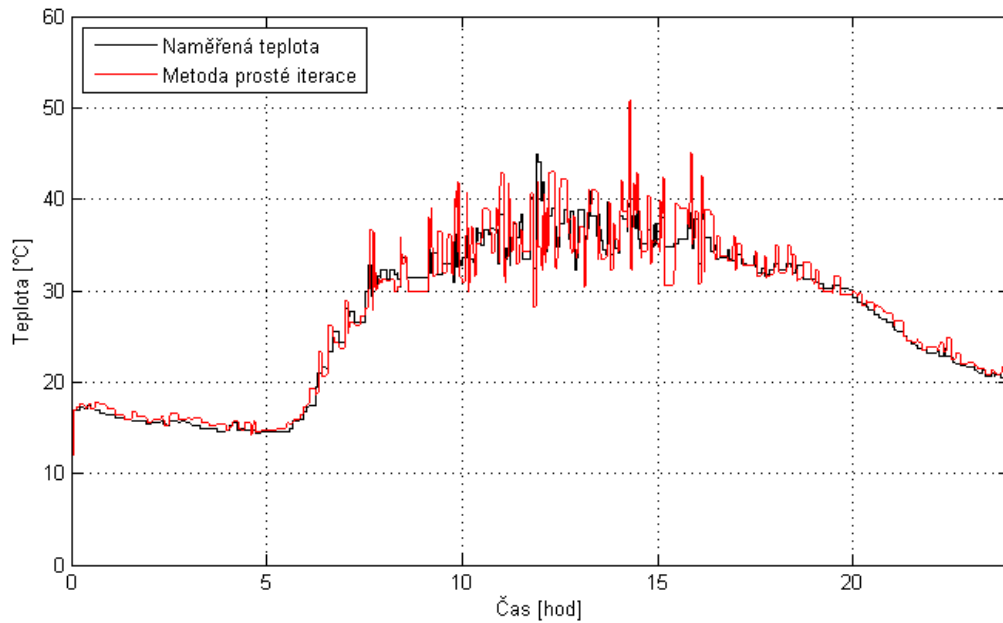
komplikuje tím, že nestačí znát jen předcházející body řešení, nýbrž i hodnotu samotného hledaného výsledku, s kterou se dále počítá. Výpočetní čas tak neúměrně narůstá, ale konvergence a stabilita výsledků roste též. [31]

8.2.2. Srovnání výpočetního modelu s měřením

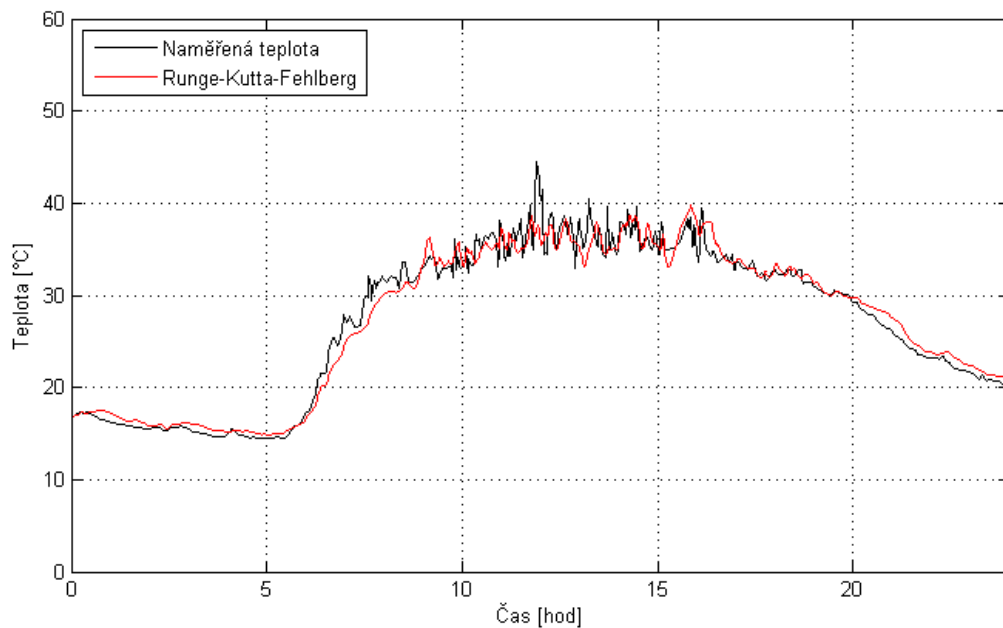
Tab. 8.2. Parametry vodiče 382-AL1-49-ST1A.

Typ:	382-AL1/49-ST1A	
Průřez hliníku S_{AL} :	381,7	mm ²
Průřez železa S_{FE} :	49,5	mm ²
Průřez celkový S :	431,2	mm ²
Průměr celkový D :	27	mm
Hmotnost na jednotku délky m_k :	1442,5	kg/km
Rezistance na jednotku délky R_k (20 °C):	0,0758	Ω/km
Jmenovitý proud I_N :	2100	A
Měrné teplo hliníku c_{AL} :	923	J/kg.K
Měrné teplo železa c_{FE} :	504	J/kg.K
Měrné hmotnost hliníku ρ_{AL} :	2700	kg/m ³
Měrné hmotnost železa ρ_{FE} :	7870	kg/m ³
Součinitel emisivity ϵ :	0,5	-
Součinitel emisivity absorpce ϵ :	0,5	-
Max.dovolená teplota vodiče:	80	°C

Dynamický model jsem srovnával s naměřenými daty a podle rozdílů mezi jednotlivými průběhy zpětně odladil vstupní koeficienty, které mohly být podle skutečných podmínek jen odhadnuty. Mezi ně patří rozdíl mezi stejnosměrným a střídavým odporem, emisivita a absorptivita tepelného záření a samozřejmě i koeficient přestupu tepla prouděním. Velikost konvekce ovlivňuje podél celé linky rozdíl teplot mezi vodičem a okolím a především rychlost a směr větru. Lze tedy prohlásit, že koeficient přestupu tepla má silně lokální charakter, a proto s jistotou nelze verifikovat naměřené údaje s numerickým modelem i vzhledem ke skutečnosti, že měřicí systém charakteru proudění vzduchu nebyl a nemohl být nainstalován přímo v místě měření teploty.



Obr. 8.5. Srovnání měření a výpočtu teploty ustálených stavů metodou prosté iterace.

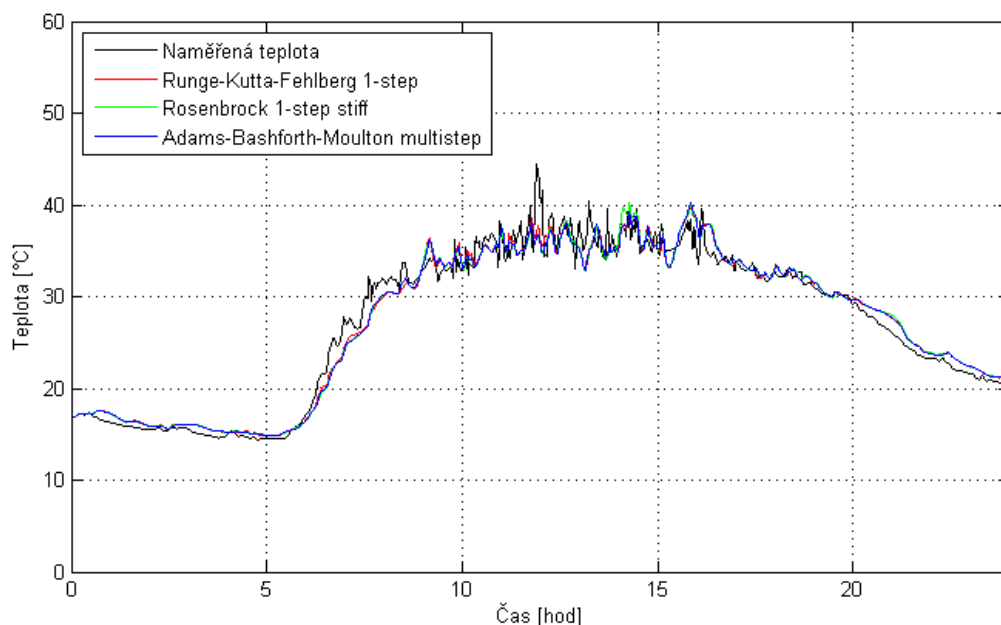


Obr. 8.6. Simulace dynamického průběhu teploty metodou RKF45 a její srovnání s měřením.

Přes všechny nedostatky se přesnost modelu pohybuje kolem 3 %, v absolutních hodnotách pak do ± 10 K. Přesného určení výše zmíněných koeficientů by se mohlo dosáhnout provedením zkoušek v laboratorních podmínkách na segmentu odpovídajícího vodiče, nicméně další zpřesnění modelu lze očekávat jen v místě měření, nikoliv v jeho celé délce. Pro dynamický výpočet ampacity by tak bylo nejvhodnější řešení, uvažovat vliv větru jen ve velice omezené míře. Pro úplnost je třeba dodat, že vstupní data jsou na vstupu lineárně interpolována.

Naměřená data jsem porovnal s různými numerickými metodami, aby bylo možno vyloučit vliv výpočetního aparátu na výsledky. Dle grafů lze usoudit, že pro běžné provozní stavy se od sebe výsledky různých metod nijak významně neliší a odchylka od naměřených dat je víceméně stejná. Tímto závěrem vyplývá, že není nutné použití komplikovanějších metod, jejichž přednosti se s výhodou projeví v jiných aplikacích.

Na druhou stranu v sobě nese zvolená RKF45 metoda aplikační nevýhodu ve smyslu omezené schopnosti řešit problémy s velkou tuhostí. Obecně explicitní metody Runge-Kutta nejsou vhodné pro tyto aplikace, protože se snaží daný interval, na kterém ke skoku došlo, rozdělit na co možná nejkratší úsek, aby zajistili potřebnou přesnost. Mnohdy ale dochází ke značnému zpomalení nebo až selhání výpočtu, protože zde metoda naráží na omezení možnostmi výpočetního systému vzhledem k nemožnosti nekonečně diferencovat daný interval. Pro tento případ jsem výpočetní algoritmus DLL knihovny, která jsem speciálně vyvinul pro ČEPS, a.s. s aplikovanou metodou RKF45, ošetřil funkcí pro maximální dělení kroku. Ten sice vyústí v nepřesnosti v případech mžikové dynamiky, nicméně je takto zabráněno zacyklení. Pokrytí všech stavů by do jisté míry mohla docílit aplikací implicitních metod za cenu zpomalení rychlosti řešení a vyšší složitosti kódu.

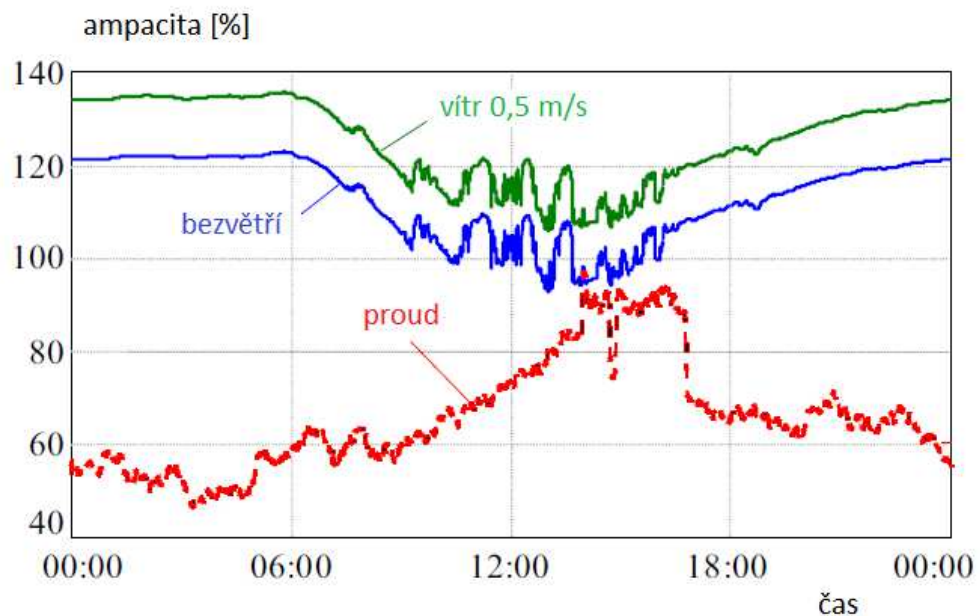


Obr. 8.7. Porovnání různých ODE numerických metod oproti naměřeným hodnotám.

Srovnání numerických metod při řešení dynamického zatěžování neprokázalo významné odchylky mezi sebou. Lze proto konstatovat, že odchylky oproti naměřeným datům jsou způso-

beny s největší pravděpodobností nepřesností měření nebo nesprávnou metodikou. Obr. 8.7 ukazuje jeden z nejlepších výsledků shody měření a výpočtů. Patrné jsou zejména teplotní skoky neznámého původu v řádu jednotek Kelvinů, které se vyskytují napříč celým rozsahem srovnávacích výpočtů.

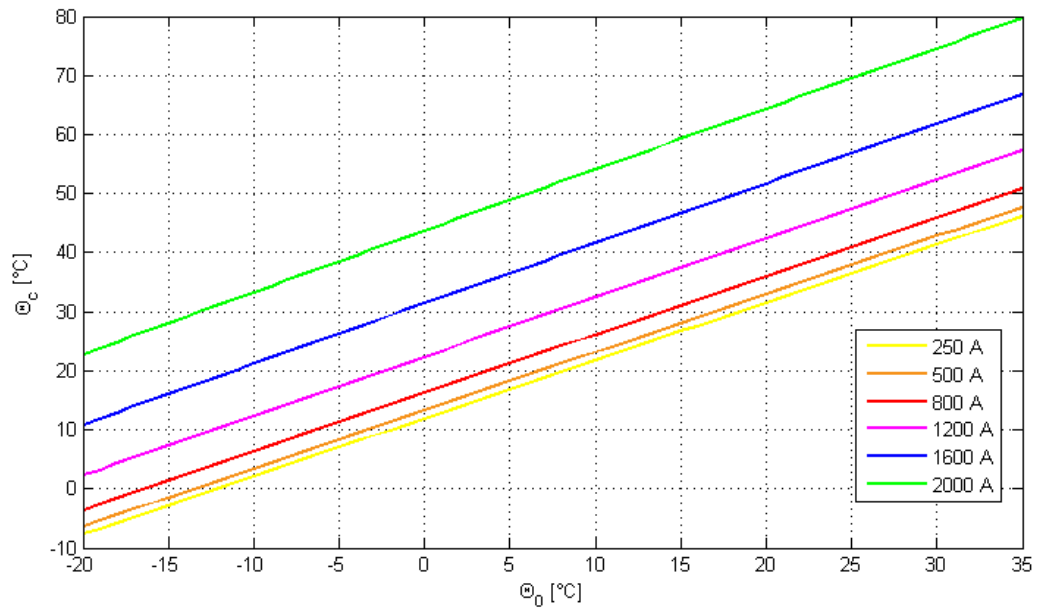
Na základě srovnání modelu s měřením jsem vyvinul metodiku stanovení aktuální ampacity vedení, která se odvíjí od teploty a slunečního osvětlení při současném fixním určení rychlosti a směru větru. Výsledek je zobrazen na Obr. 8.8 a ilustruje možnost, jak dynamicky předpovídat relativně stabilní hodnoty zatížitelnosti vedení.



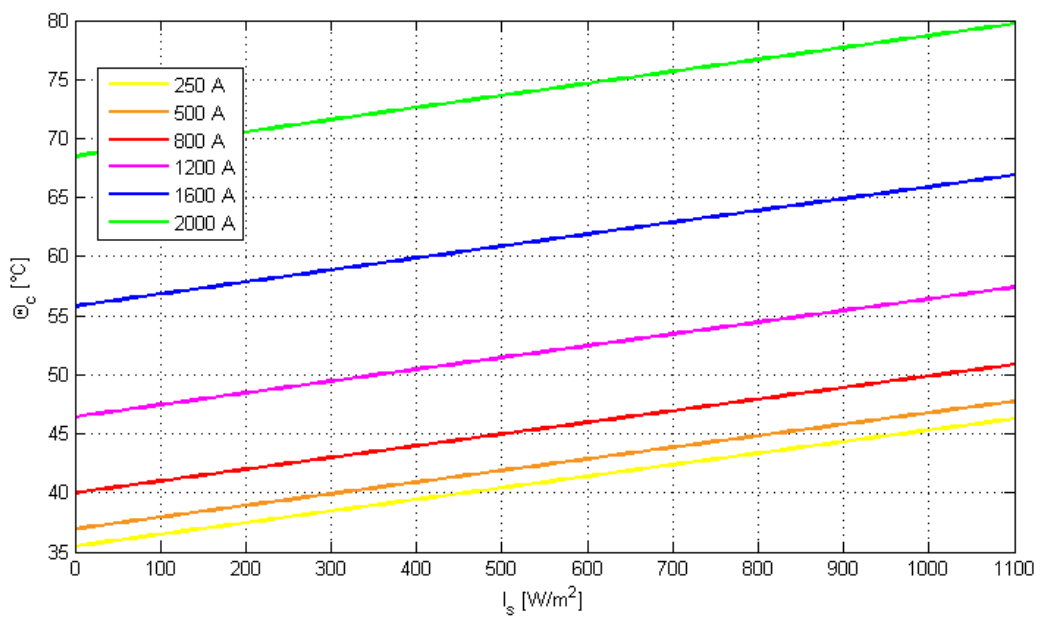
Obr. 8.8. Průběh ampacity během dne v závislosti na teplotě okolí a slunečním osvětlení.

8.2.3. Citlivost teploty vodiče na okolní faktory

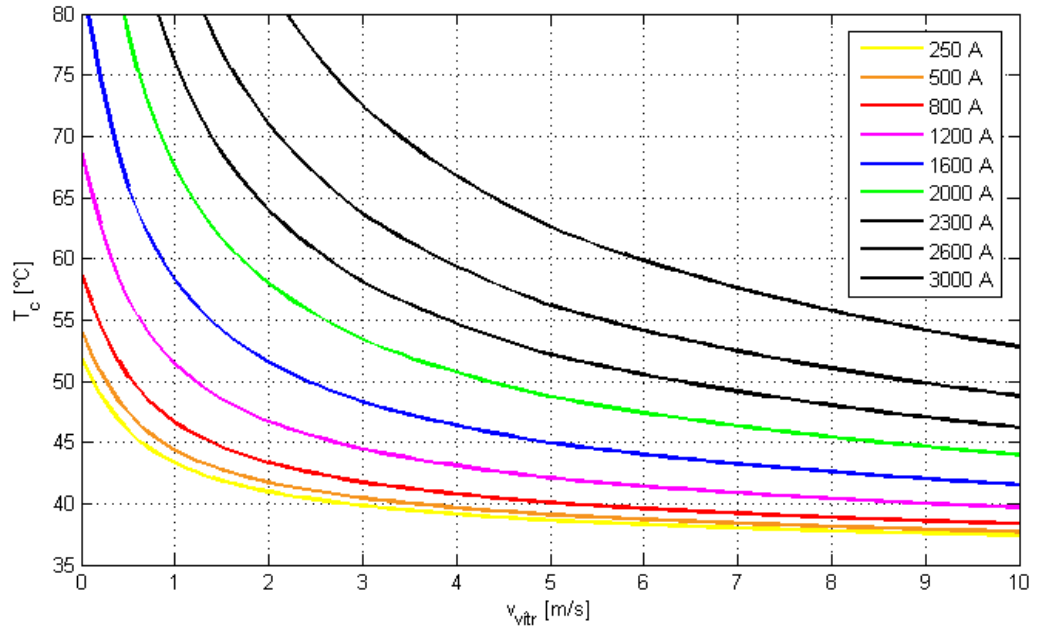
Citlivostní analýzu jsem provedl za standardních (nejnepříznivějších) podmínek: 35 °C, 1100 W/m², 0,5 m/s, kdy se vždy jeden faktor měnil v celém možném rozsahu. Na Obr. 8.9 je znázorněna závislost změny teploty okolí na změně teploty vodiče, která je vesměs lineárně proporcionální. Obr. 8.10 zachycuje vliv slunečního záření na teplotu vodiče, je zde vidět rozdíl mezi maximem a nulovou hodnotou rozdíl 12 °C při zvolené střední emisivitě 0,5. Největší vliv je zobrazen na Obr. 8.11 představující závislost na rychlosti větru. Největší nárůst chladivosti je pozorován do rychlosti cca 5 m/s, jehož měření ovlivňuje na vstupu přesnost výsledků zdaleka nejvíce, v dalším intervalu není další snížení teploty tak výrazné.



Obr. 8.9. Závislost změny teploty vodiče na teplotě okolí.



Obr. 8.10. Změna slunečního svitu vůči změně teploty vodiče.



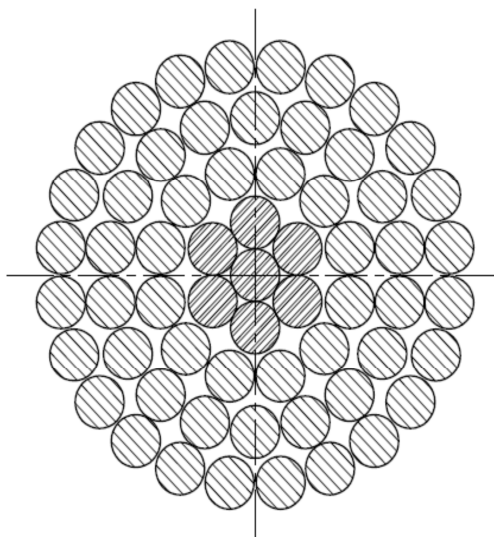
Obr. 8.11. Vliv rychlosti větru na teplotu vodiče.

8.3. Elektromagnetický model svazkového vodiče

Rozložení proudové hustoty je uvnitř vodiče rovnoměrné pouze v případě homogenního lineárního materiálu při průchodu stejnosměrným proudem. V případě reálného vodiče je ale tato skutečnost ovlivněna nejrůznějšími faktory. Mezi ně patří zejména skin efekt a jev blízkosti, které jsou způsobeny deformací rozložení proudové hustoty vlivem elektromagnetické interakce. Vliv skin efektu lze kvantifikovat pomocí zavedení hloubky vniku, která uvádí, v jaké vzdálenosti od povrchu vodiče se proudová hustota e-krát utlumí. Z rovnice pro definici hloubky vniku (8.33) plyne, že je skin efekt ovlivněn frekvencí, magnetickou permeabilitou materiálu a jeho elektrickou vodivostí. Všechny tyto parametry jsou ovlivněny procházejícím proudem, ať už přímo (jeho frekvence), nebo nepřímo (vliv elektrického a magnetického pole). Při zvyšování frekvence dochází ke koncentraci proudu na povrchu vodiče a snižování hloubky vniku. Stejně tak zvyšování procházejícího proudu má za následek zvyšování teploty vodiče a jeho následný pokles elektrické vodivosti. Naproti tomu vysoký procházející proud působí zvyšování intenzity magnetického pole, která následně saturuje ocelového jádro a způsobí propad hodnoty jeho permeability.

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{2\pi f \mu \sigma}} \quad (8.33)$$

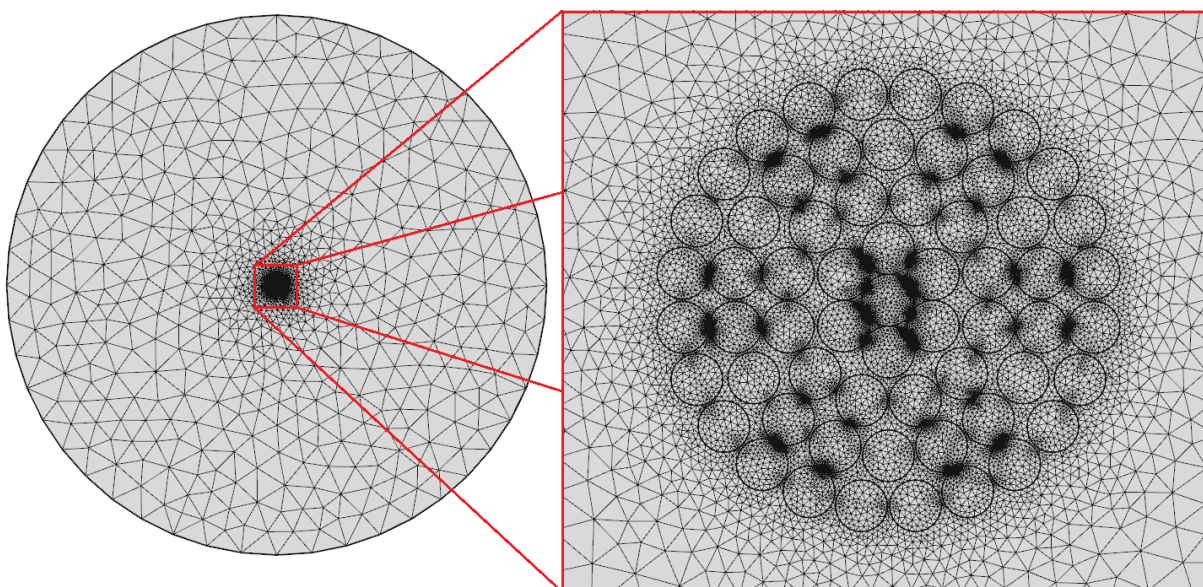
δ [m] - hloubka vniku, f [Hz] - frekvence, μ [H/m] - magnetická permeabilita, σ [S/m] - elektrická vodivost



Obr. 8.12. Schematický řez vodičem 382-AL1/49-ST1A; tmavé šrafování představuje ocelové jádro, světlé pak hliníkový plášť; průměr každého drátu je 3 mm.

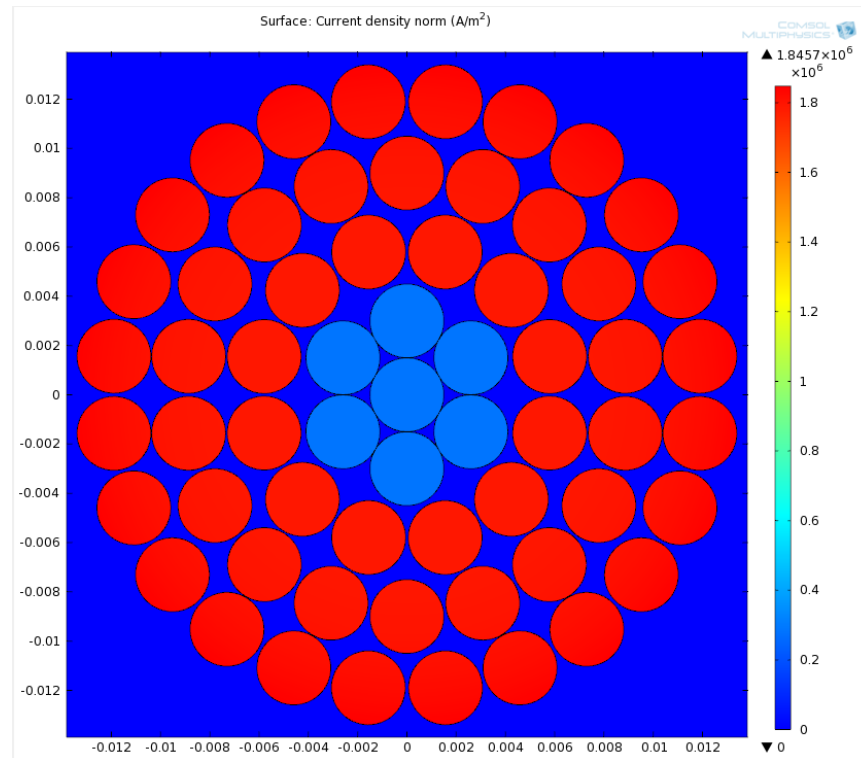
Jako modelovaný objekt sloužil vodič 382-AL1/49-ST1A z vedení V444, jehož průřez je vidět na Obr. 8.12. Celkem byly počítány dvě úlohy, v obou byl vodič modelován jako dvojrozměrný řez materiálem. Vzhledem k tomuto uspořádání se zanedbaly určité jevy, jako např. vliv kroucení jednotlivých drátů okolo podélné osy a s tím související podélné magnetické toky jádrem vodiče.

Detailní pohled na vytvořenou síť pro diskretizaci úlohy nabízí Obr. 8.13. V oblasti jednotlivých drátů lana a jejího bezprostředního okolí byla síť dostatečně zhuštěna tak, aby bylo dosaženo přesnosti výpočtu koeficientu skin efektu k_{AC} na tři desetinná místa. Podle stejného kritéria byla volena i celková velikost hraniční oblasti úlohy. Rovnice popisující rozložení elektromagnetického pole je totožná s úlohou spojek v kapitole 10, a to (10.5). Okrajová podmínka úlohy je popsána pomocí (10.6).

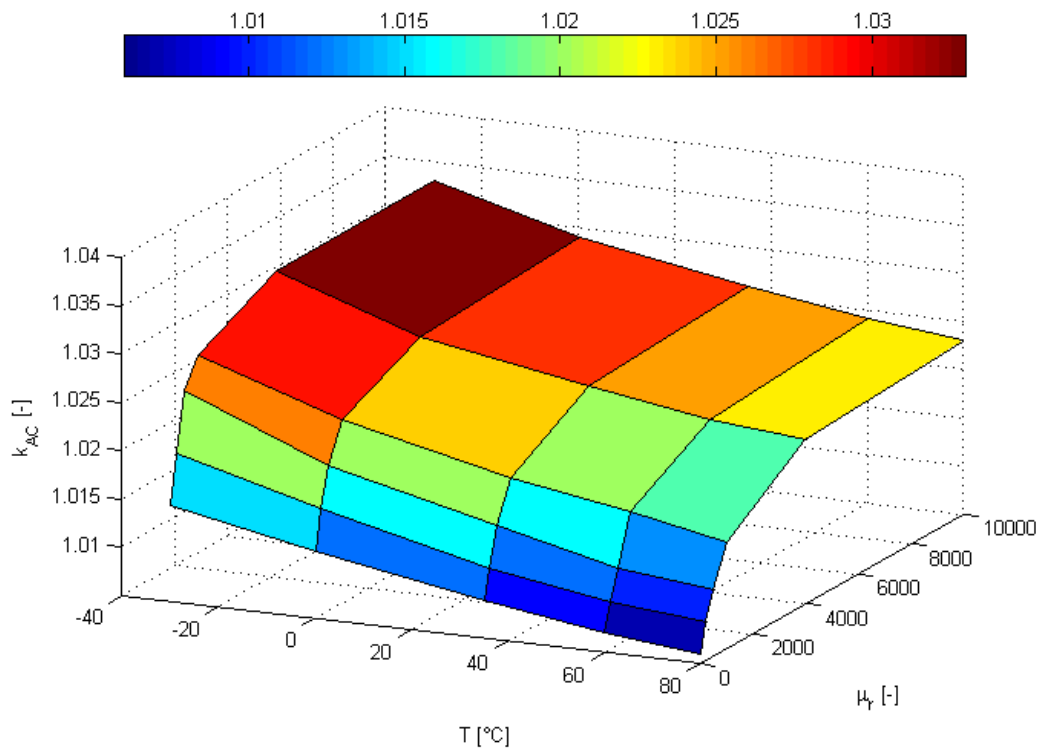


Obr. 8.13. Síť bodů řešení úlohy (vlevo) a její detailní výřez v místě vodiče (vpravo).

Pro dosažení výsledku bylo nutné spočítat celkový odpor, potažmo ztráty, vodiče pro stejnosměrný a střídavý proud 50 Hz. Obr. 8.14 ukazuje výslednou proudovou hustotu při síťovém kmitočtu. Je z něj jasně patrné, že ocelové jádro je zatíženo zhruba pětkrát méně než hliníkový plášť a vzhledem k celkovému průměru vodiče se vliv skin efektu projeví téměř neznametně.



Obr. 8.14. Rozložení proudové hustoty uvnitř vodiče při frekvenci 50 Hz.

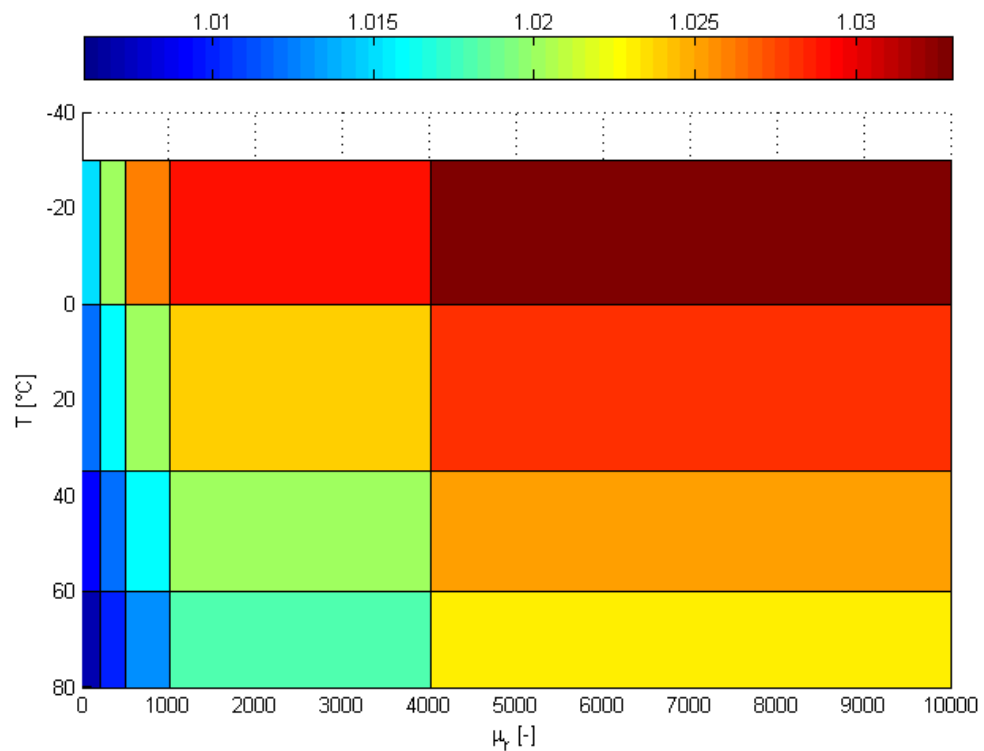


Obr. 8.15. Závislost koeficientu skin efektu jednoho vodiče na teplotě a relativní permeabilitě ocelového jádra.

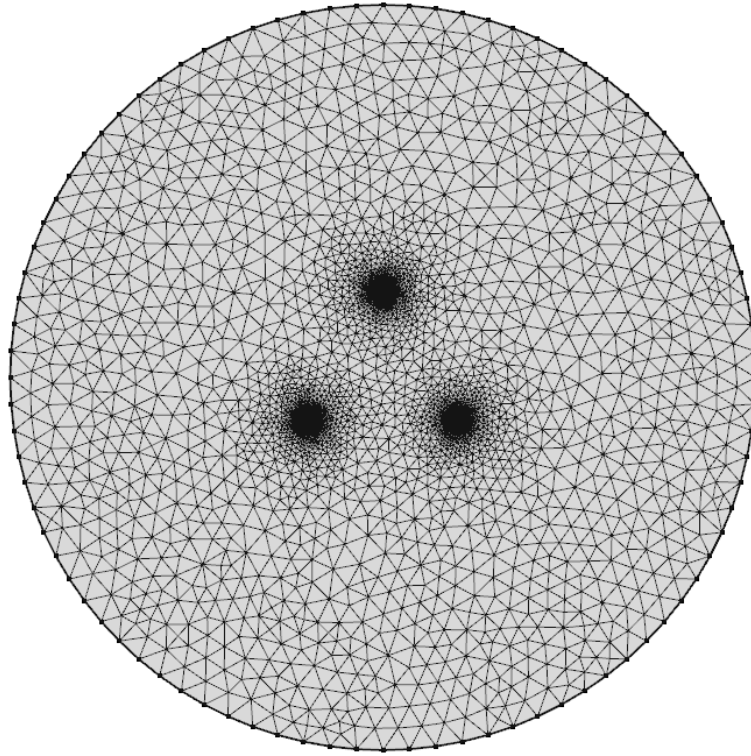
Pro zjištění vlivu skin efektu bylo třeba řešit úlohu v několika variantách. Vzhledem k rozsahu provozních teplot vodiče byl výpočet prováděn pro hodnoty -30, 0, +35, +60 a +80 °C. Hyste-

rezní křivka magnetického jádra nebyla přesně známa, proto byly použity hodnoty relativní permeability typické pro ocel a to v rozsahu 1, 200, 500, 1000, 4000 a 10000, které by tak měly pokrýt všechny stavy vodiče včetně magnetické saturace vlivem vysoké hodnoty protékajícího proudu. Obr. 8.15 a Obr. 8.16 zobrazují obdržené výsledky.

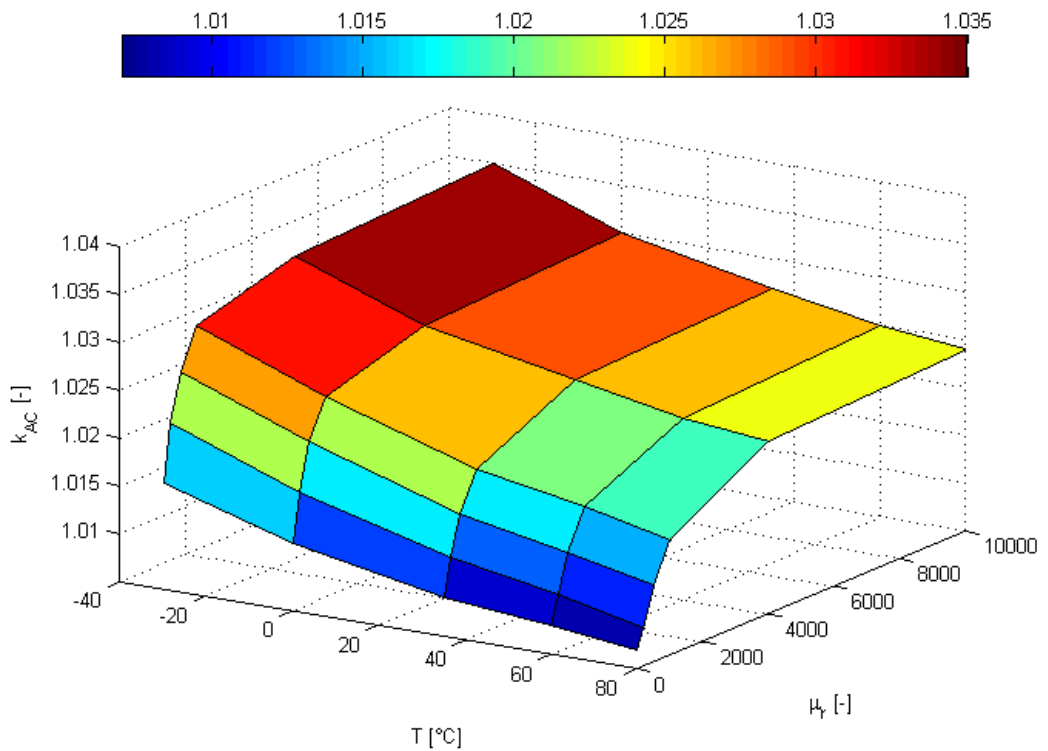
Obr. 8.17 zobrazuje úlohu v konfiguraci trojsvazkového vedení, kdy byl zkoumán i jev blízkosti a jeho možný vliv na změnu k_{AC} . Výsledky výpočtů se však od první varianty liší pouze neznatelně, a proto je možné konstatovat, že vzhledem k rozteči vodičů ve svazku lze jev blízkosti zanedbat. Obr. 8.18 a Obr. 8.19 zobrazují výslednou matici hodnot koeficientu vlivu střídavého proudu.



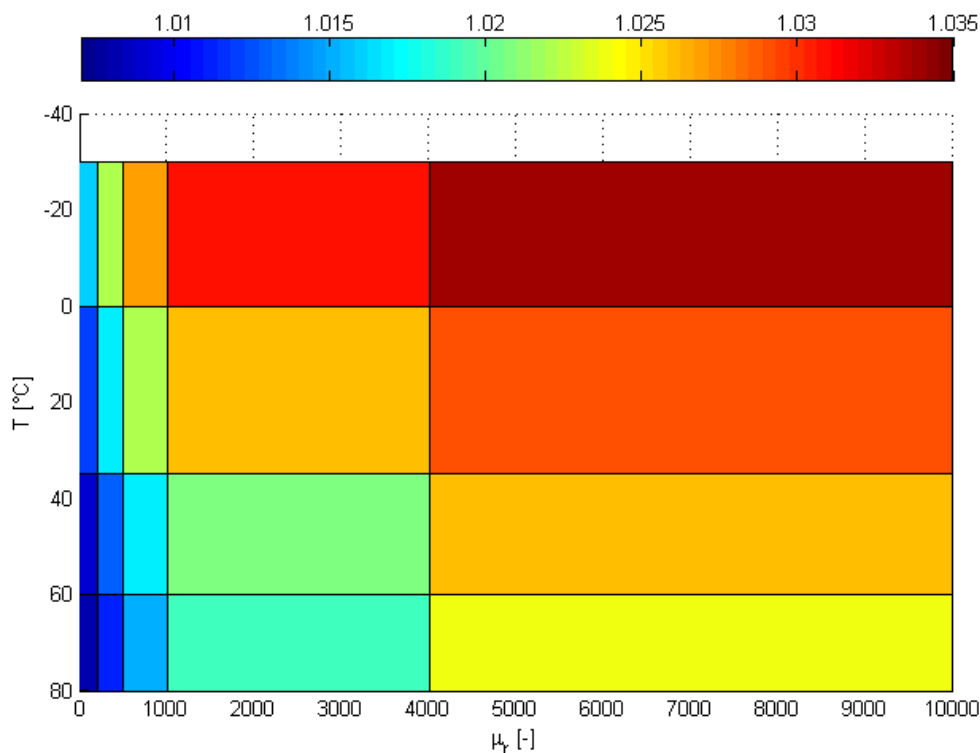
Obr. 8.16. Konturový graf skin efektu jednoho vodiče.



Obr. 8.17. Síť diskretních bodů v případě zkoumání vlivu trojsvazku.



Obr. 8.18. Závislost koeficientu skin efektu trojsvazku na teplotě a relativní permeabilitě ocelového jádra.



Obr. 8.19. Konturový graf skin efektu trojsvazku.

8.4. Radiální rozložení teploty uvnitř AlFe lana

Na základě provedených tepelných simulací vodiče, bez uvažování radiálního rozložení teploty, se dosáhlo při porovnání s měřením slušných výsledků s nejčastější tolerancí do ± 3 °C. Nicméně srovnání průběhu teplot povrchového snímače a dat z optického vlákna ukázalo trendy nejvíce podobné právě tomuto vlivu.

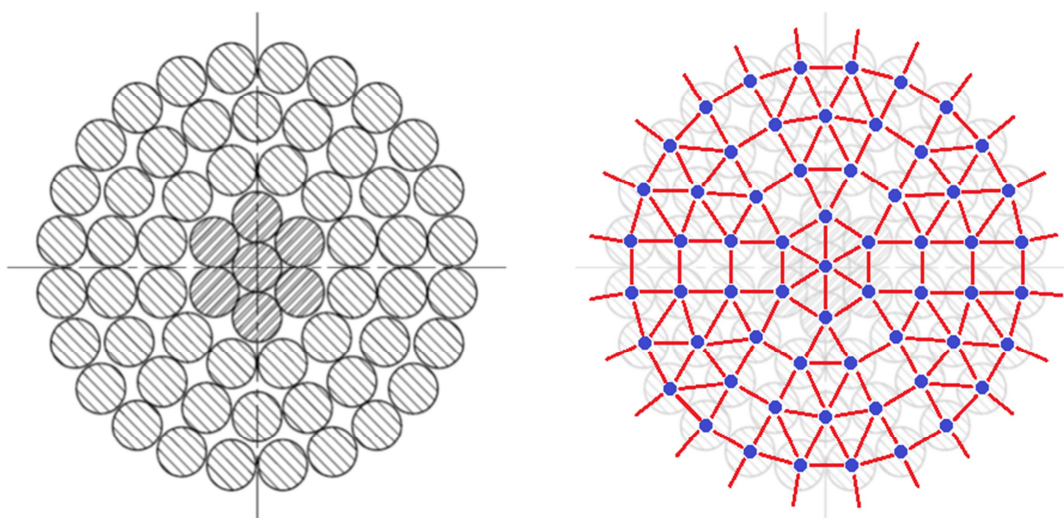
Dle [17] je možné vyjádřit rozdíl teplot mezi povrchem vodiče a jeho jádrem podle rovnice (8.34). Teplota jádra vodiče se jeví jako důležitá pro evaluaci z důvodu, že průvės AlFe lana se odvíjí právě od teploty ocelového jádra, nikoli od teploty hliníkového pláště. V literatuře je dále uvedeno, že rozdíl teplot jádra a pláště se pohybuje mezi 0,5 a 7 °C, což měření potvrzují, a tak je možné považovat za platnou i teplotu pláště.

$$T_c - T_s = \frac{P_J + P_s}{2\pi\lambda} \left[0.5 - \frac{D_2^2}{D^2 - D_2^2} \left(\ln \frac{D}{D_2} \right) \right] \quad (8.34)$$

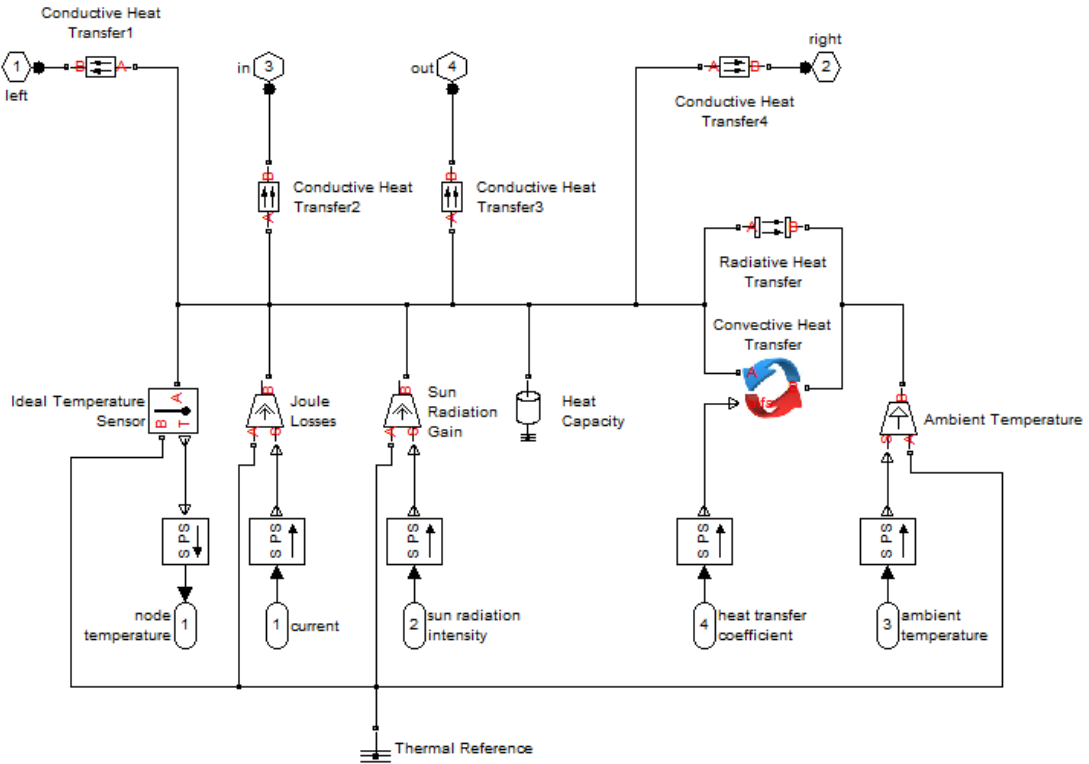
Jako nejefektivnější přístup k prvotnímu analyzování rozložení teploty napříč vodičem vzhledem k poměru rychlosti obdržených výsledků vůči jejich přesnosti byla zvolena tepelná síť (Thermal Network Method - TNM) na základě výsledků elektromagnetického modelu metody konečných prvků. Vzhledem k tomu, že TNM není nijak vázána na geometrické uspořádá-

ní, uplatnila se především její rychlost sestavení a simulace. Obr. 8.20 ukazuje způsob propojení jednotlivých drátů vodiče. Mezi vodiči je možno kvůli teplotnímu gradientu v jednotkách stupňů zanedbat vliv radiace a stejně tak se vůči šíření tepla vedením neuplatňuje zdatně ani proudění. Kromě samotného tepelného odporu mezi jednotlivými dráty je třeba počítat navíc s vytvářením kontaktů a následným značným snížením sdílení tepla. Hodnota tepelné vodivosti tak padá až na úroveň kolem $2 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ [32].

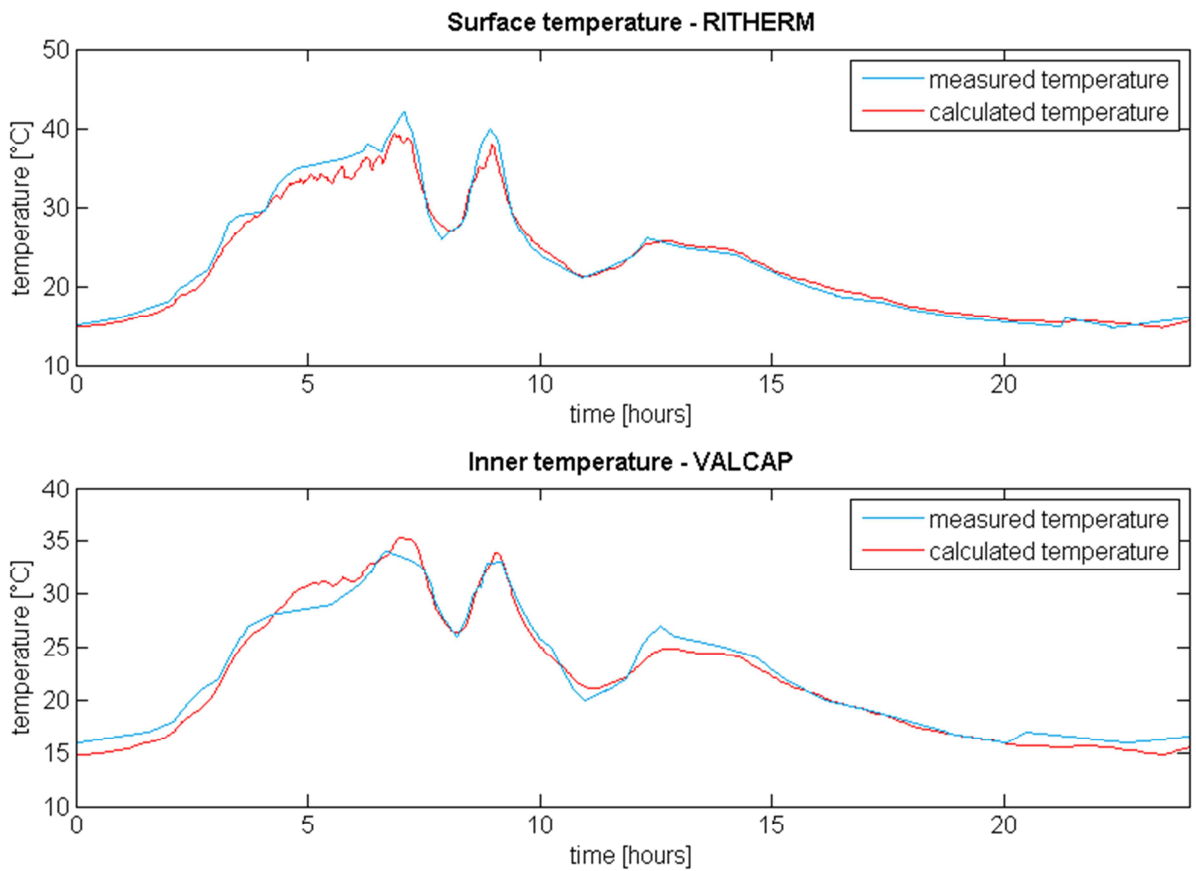
Tepelná síť byla sestavena v software Simulink/Simscape pro jeho velmi širokou variabilitu. Na základě zkušeností s TNM během mé praxe ve Schneider Electric Sachsenwerk GmbH jsem vyvinul pro účely této simulace potřebné elementy v prostředí Simscape. Obr. 8.21 ukazuje složení prvků uzlu z povrchové vrstvy hliníkových drátů vodiče. Kromě Joulovo ztrát je uvažován jako zdroj tepla sluneční osvit dle normálních ploch ozařovaných drátů vůči vektoru dopadajícího záření. Do ochlazování je zahrnuta konvekce a radiace, které jsou rovnoměrně rozděleny mezi všechny uzly povrchu.



Obr. 8.20. Náhled tepelné sítě – uzly a spojení.



Obr. 8.21. Detailní pohled na uzel tepelné sítě svrchní vrstvy drátů.



Obr. 8.22. Srovnání modelované a měřené teploty na povrchu a v jádře vodiče.

Vytvořený tepelný model jsem otestoval pro sadu dat pro letní období za cca. 90 dní, což představovalo nepřetržitý úsek, kdy nedošlo k výpadku měření. Letní období bylo navíc vybráno z důvodu pravděpodobné absence vlivu námrazy na vodič. Výsledky simulace se povedlo lépe sladit s povrchovým měřením teploty než s optickým senzorem uvnitř vodiče, jak je vidět na Obr. 8.22, který představuje pravděpodobně nejlepší shodu v případě měření VALCAP.

Z výsledků lze vyzorovat trend, kdy měřená ranní teplota je u vnitřního senzoru obvykle nižší než v simulaci a v odpoledních hodinách naopak vyšší. Vzhledem k použitému statickému slunečnímu osvětlení, který nemění svoji polohu s časem, by tak mohlo docházet k systematické chybě v simulaci. Teplotní gradient mezi nejvíce osvětleným a nejvíce od něj vzdáleným uzlem totiž dosahoval 6 °C.

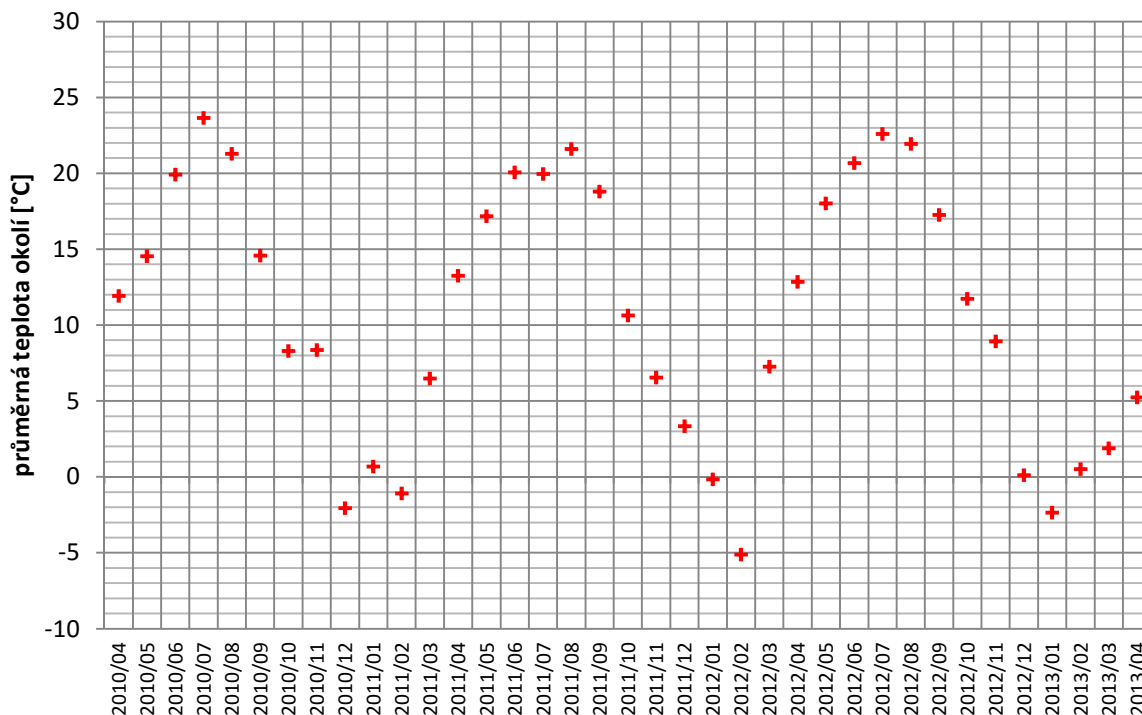
Vytvořený model ukázal, že použitá metodika modelování teploty při takto detailním uspořádání nedokáže uspokojivě popsat všechny změny teploty systému. Pro zvýšení přesnosti modelu by se musela zakomponovat celá řada vlivů, které jsou z obecného pohledu zanedbatelné. Zahrnutí námrazy, srážek nebo vlivu azimutu linky na změnu místa dopadu slunečních paprsků jsou jen některé aspekty umožňující vytvoření úspěšnějšího modelu. Při dalším úsilí by bylo vhodné analyzovat, do jaké míry tyto vlivy ovlivňují rozložení teploty uvnitř vodiče, a ověřit, jak se projeví sestavení vhodně sdruženého modelu na výslednou přesnost.

8.5. Statistické zhodnocení ampacity

Maximální možná zatížitelnost linky se v současné době odvozuje dle kombinace nejhorších možných atmosférických podmínek. Tyto jsou definovány českou normou ČSN EN 50341-3-19 [19] jako maximální teplota vodiče $T_c = 80$ °C, maximální teplota okolí $T_{amb} = 35$ °C, intenzita slunečního osvětlení $I_s = 1000$ W/m², proudění větru $v = 0,5$ m/s při úhlu náběhu na vodič 45° a součinitele absorpce a emisivity $\varepsilon = 0,5$. Pro tyto podmínky udává model jako nominální proud $I = 2012$ A pro vodič 382-AL1/49-ST1A. Výše zmíněná norma ale pouze doporučuje pro stanovení zatížitelnosti použít literaturu CIGRE - The Thermal Behaviour of Overhead Conductors [17].

Jelikož je teplota okolí nejvíc omezujícím faktorem pro nominální zatížení, provedl jsem její samostatné vyhodnocení. Interpretace naměřených údajů je provedena dvojím způsobem. Nejprve je provedeno vyhodnocení průměrné teploty po měsících. Dle získaných dat za období duben 2010 až duben 2013 je možno pozorovat přibližně stejné hodnoty průměrných teplot pro každý kalendářní měsíc. Vzhledem ale ke způsobu měření, kdy vzorky byly odebírány v nepravidelných intervalech navíc s rizikem zanesených chyb při poruchách čidel, se vypočítané teploty mohou od skutečných lišit.

Další analýza se týkala vyhodnocení teplot okolí během jednotlivých měsíců. Původní záměr vyhodnotit teploty a následně zatížitelnost pro intervaly noc a den se ukázal nevhodný, protože teplotní setrvačnost krajiny způsobuje ovlivnění ranních teplot nočními a naopak večerní teplota je silně ovlivněna denním průměrem. Ve výsledku průměry za noc a den nevykazují znatelný rozdíl a postrádají tak informační hodnotu. Z tohoto důvodu jsem přistoupil k vyhodnocení teplot po hodinách pro každý kalendářní měsíc za celé sledované období. Rozpětí teplot okolí je kolem 30 °C. Obr. 8.23 ukazuje průměrné teploty okolí za jednotlivé měsíce.



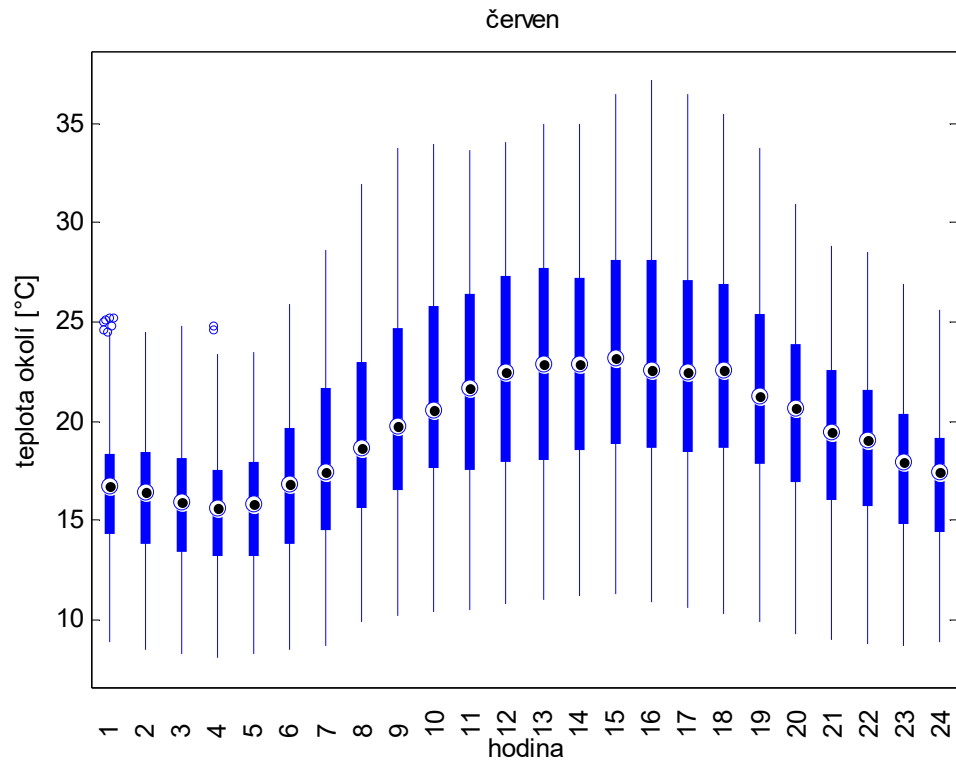
Obr. 8.23. Průměrná naměřená teplota okolí po měsících.

8.5.1. Teplota okolí

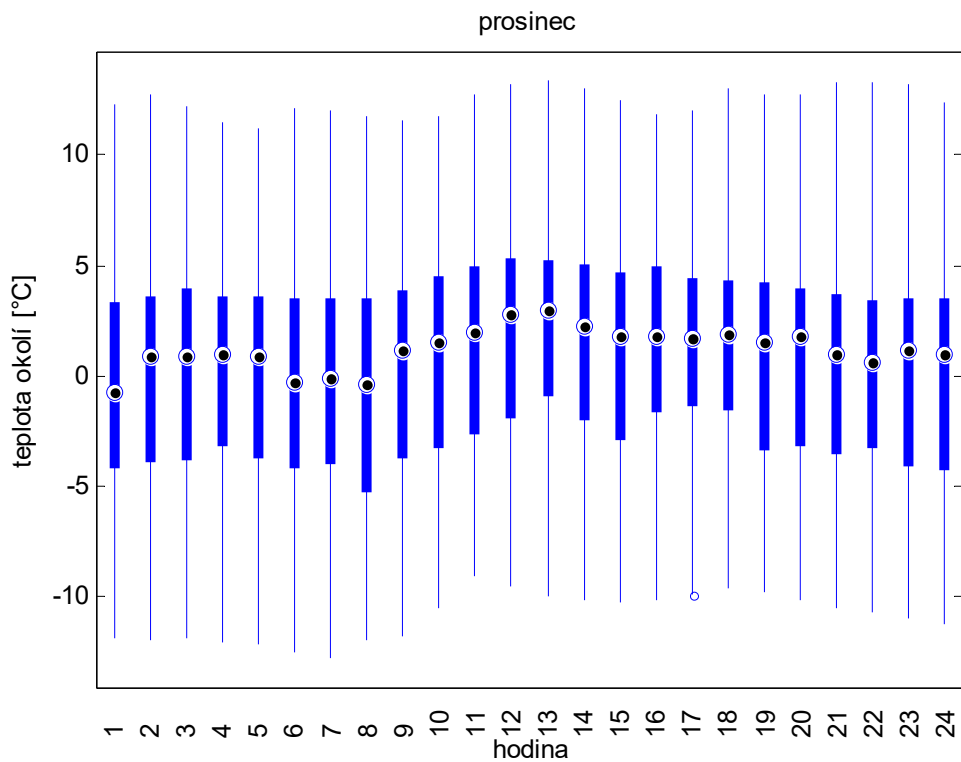
Z naměřených dat byla vytvořena statistická analýza rozložení teploty okolí v čase pro jednotlivé měsíce podle hodin dne. Jako vhodný graf jsem zvolil nástroj boxplot, který je sestaven na základě následujících kritérií dle výchozího nastavení Matlabu [33]:

- černá tečka uprostřed značí medián
- tlustý sloupec značí rozsah 25. a 75. percentilu (středních 50 % hodnot)
- tenké čáry značí rozsah podle nejnižšího data uvnitř 1,5 násobku interkvartilního rozsahu (IQR) dolního kvartilu a podle nejvyššího data uvnitř 1,5 násobku IQR horního kvartilu (při normálním rozložení dat pokrývá cca 99,3 % hodnot)
- nevyplněná kolečka mimo pokrytou oblast představují odlehlé hodnoty (outliers)

Vzhledem k nerovnoměrnému rozložení dat, které je dáno způsobem jejich sběru a ukládání, je pravděpodobné, že následující vyhodnocení bude zkresleno. Na Obr. 8.24 a Obr. 8.25 je znázorněn souhrn teplot okolí pro každý měsíc přes celé měřené období, kdy data byla rozříděna podle hodiny dne.



Obr. 8.24. Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc červen.



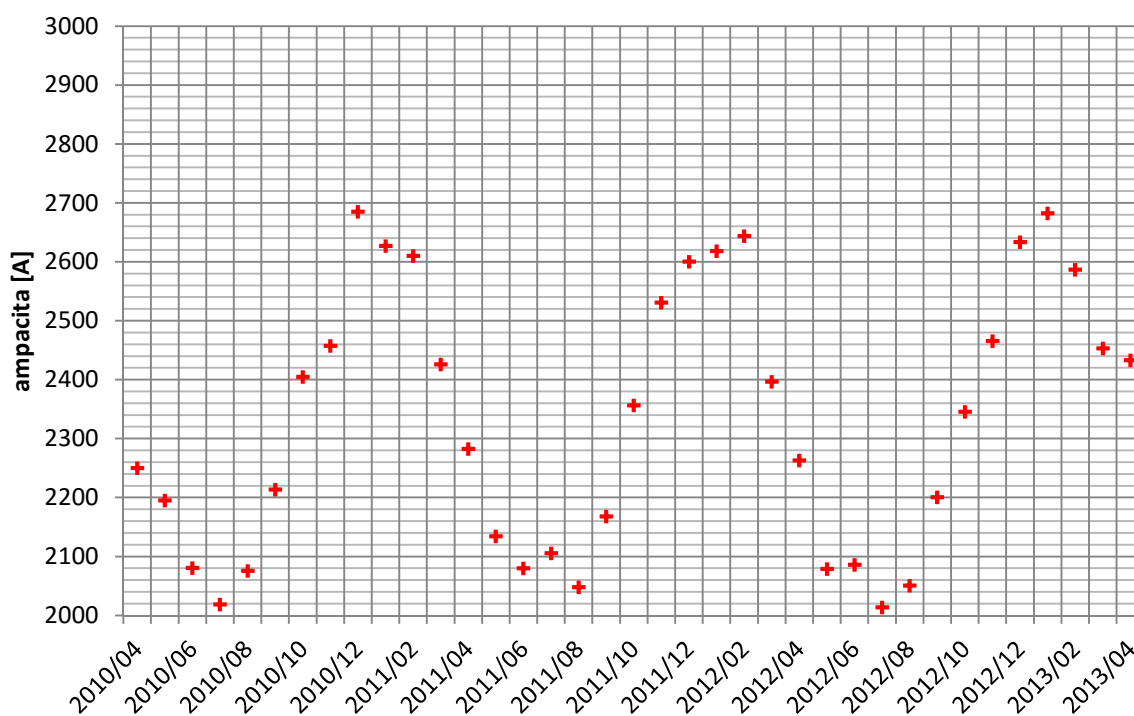
Obr. 8.25. Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc prosinec.

8.5.2. Ampacita

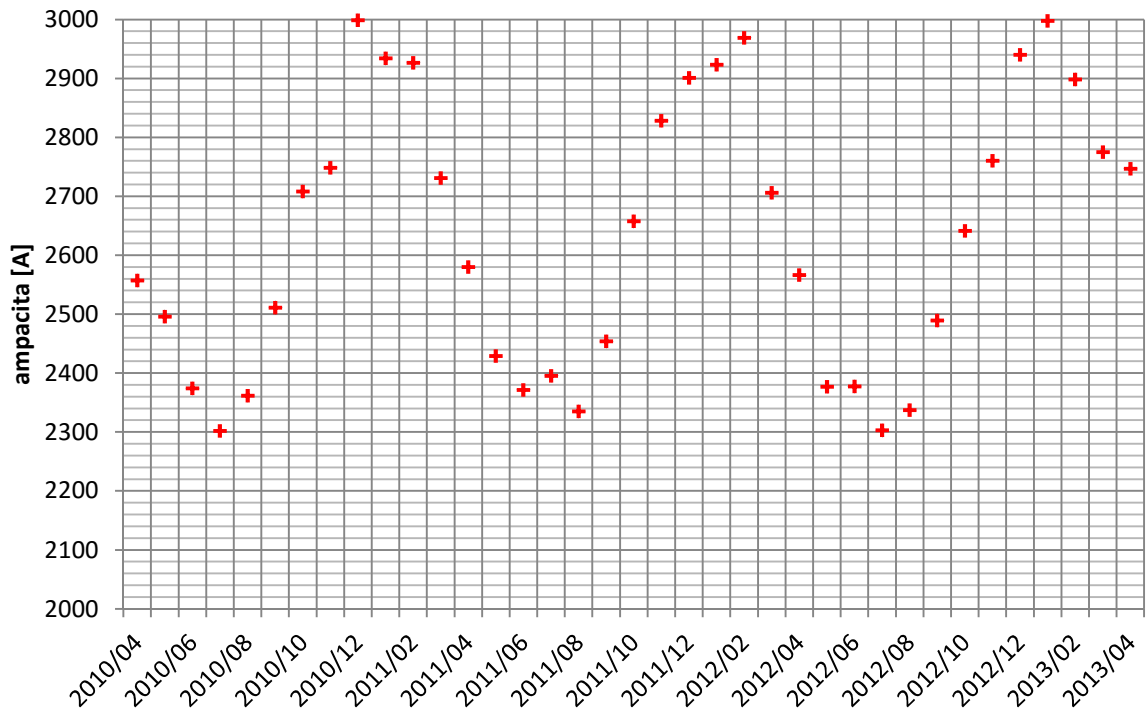
Z naměřených teplot okolí a slunečního osvitů jsem provedl vyhodnocení maximální zatížitelnosti vodiče při stanovených podmínkách ofukování větrem. Jako charakter větru byly použity dvě hodnoty:

- bezvětří, jako teoretická nejbezpečnější hodnota
- rychlost 0,5 m/s při úhlu 45° převzaté z normy ČSN EN 50341-3-19

Průměrná zatížitelnost se přibližuje v zimních měsících 150 % jmenovité hodnoty v případě charakteru větru definovaného normou, pro bezvětří je tato hodnota přibližně o 15 % nižší. Dále bylo zjištěno, že použitím byt' minimální rychlosti proudění 0,5 m/s se při zpětném srovnání zatížitelnosti dosáhlo rizika překročení maximální povolené teploty vodiče. Toto riziko se pohybuje mezi 8-16 % případů v závislosti na čase a stanovišti měření (S13 nebo S56) a většinou je dáno změnou úhlu větru pod 45° než snížením rychlosti proudění. Při uvažování bezvětří ve výpočtu sice může zatížitelnost poklesnout pod jmenovitou hodnotu, na druhou stranu jedná se o absolutně bezpečnou hodnotu.



Obr. 8.26. Průměrná vypočítaná zatížitelnost při naměřených hodnotách teplot okolí a slunečního svitu v podmínkách bezvětří.



Obr. 8.27. Průměrná vypočítaná zatížitelnost v případě standardizovaného proudění (rychlost 0,5 m/s při úhlu 45°).

Na Obr. 8.26 a Obr. 8.27 jsou znázorněné střední hodnoty ampacity, jak nižší bezpečná hladina pro bezvětří, tak i zvýšená hladina při standardním charakteru větru. Zatížitelnost je vypočtena podle mediánu teploty okolí a maximálního naměřeného slunečního záření pro daný časový interval.

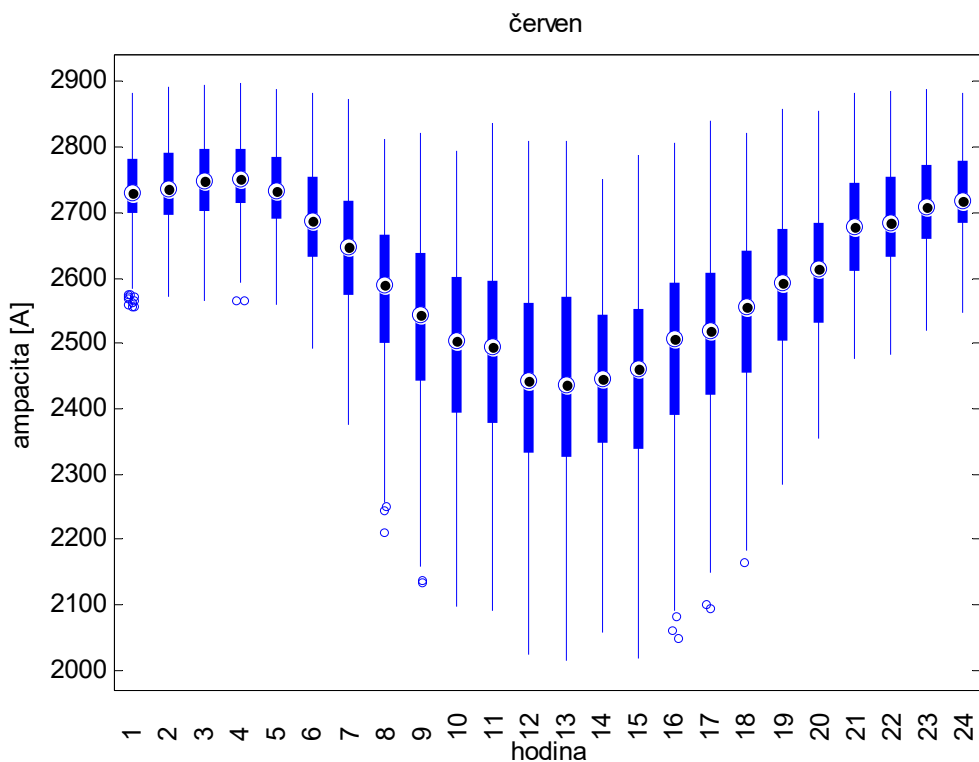
Zhodnocení maximální zatížitelnosti po měsících a hodinách v měřeném období jsem vytvořil následovně. Vzhledem k rozdílnému času vzorkování a rozdílnému počtu vzorků slunečního osvitů a okolní teploty nelze přímo přiřadit k teplotě odpovídající osvit. Výchozí teplota okolí je tedy spárována s náhodnou hodnotou osvitů v mezích naměřeného minima a maxima pro daný čas a následně pro tuto sestavenou kombinaci podmínek vypočítána maximální zatížitelnost za stanoveného charakteru větru. Každý sloupec boxplotu tak představuje analýzu vypočtených ampacit napříč celým obdobím měření, kdy jsou pro každý měsíc seřazena data po hodinách.

Obr. 8.28 a Obr. 8.29 zobrazují rozsah hodnot zatížitelnosti pro standardní podmínky větru. Z grafů je vidět, že nejčastější hodnoty ampacity dovolují přes zimní období 50% nárůst, v letních měsících obvykle 10% v odpovídajících podmínkách. Současně je vidět v Tab. 8.3

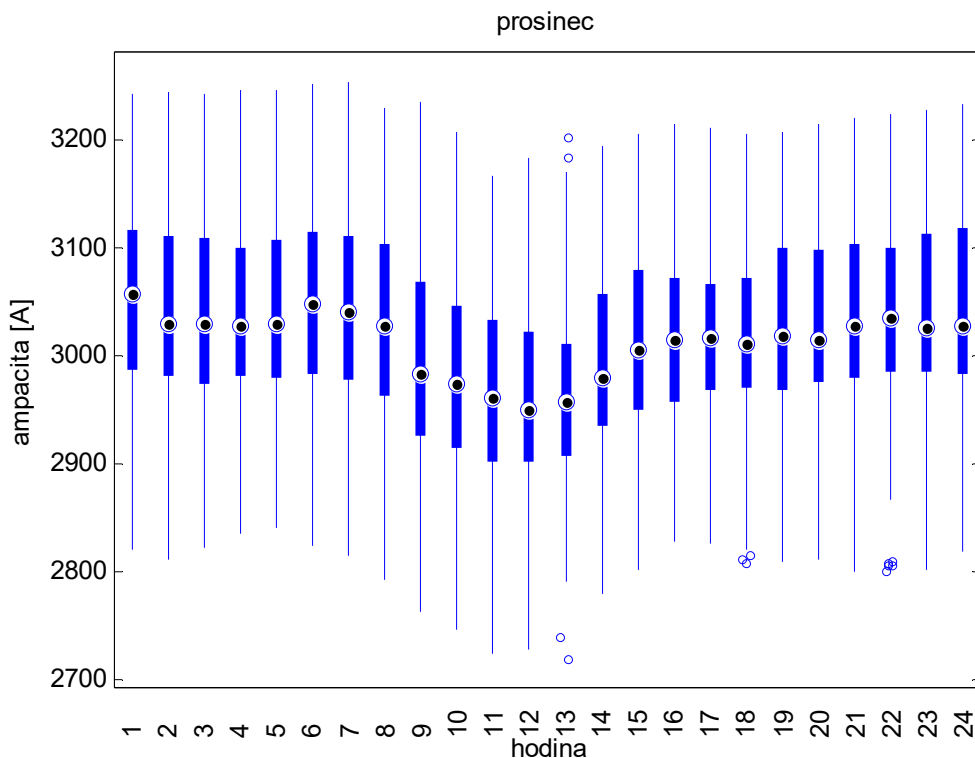
vyhodnocení možného překročení současné hodnoty ampacity v případě, kdy by byla linka zatěžována po celou dobu měření jmenovitým proudem.

Tab. 8.3. Zhodnocení počtu událostí, kdy ampacita klesla pod úroveň definovanou na základě normy ČSN EN 50341-3-19

rok	počet událostí	celkový čas	riziko překročení za daný rok (8760 hodin)
2010	121	11 h 39 m	0,133 %
2011	84	3 h 10 m	0,036 %
2012	126	3 h 30 m	0,040 %



Obr. 8.28. Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červen při standardním větru.

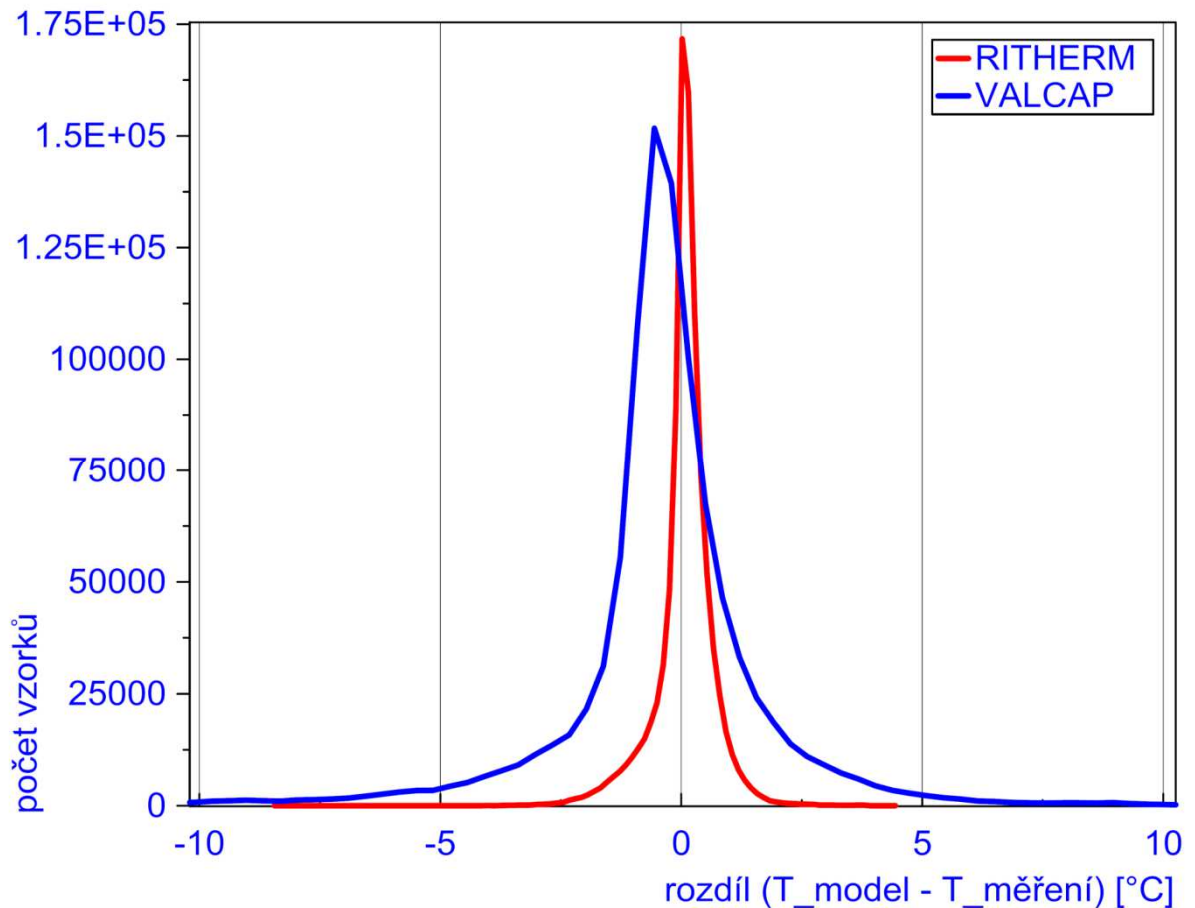


Obr. 8.29. Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc prosinec při standardním větru.

8.6. Vyhodnocení přesnosti teoretického modelu

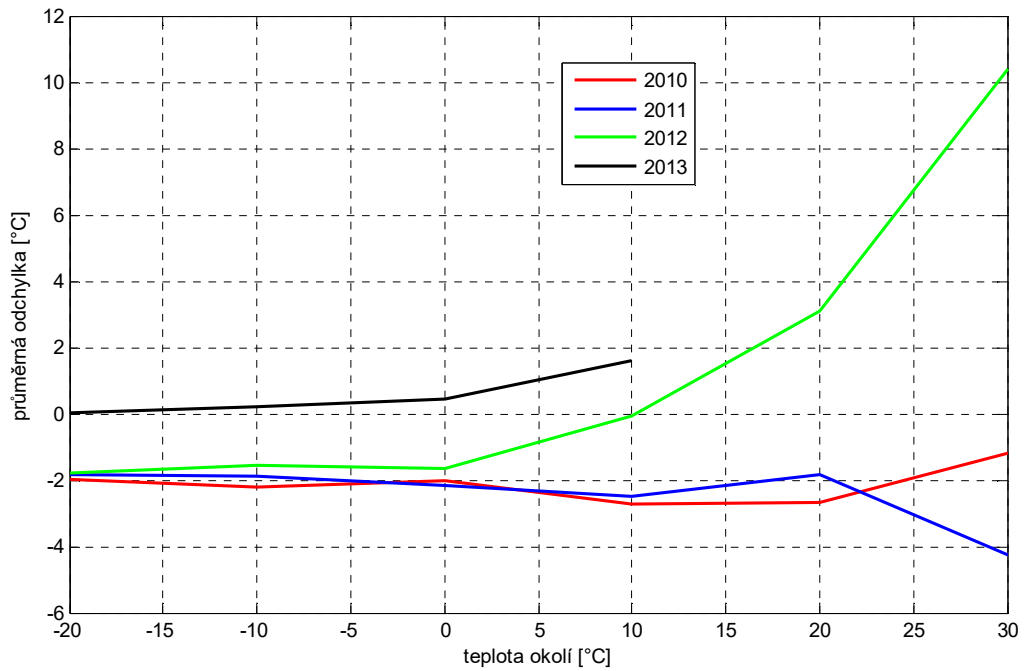
Vyhodnocení přesnosti modelu vůči naměřeným hodnotám jsem provedl za tříleté období, tj. od dubna 2010 do dubna 2013. Zdrojový datový soubor obsahuje přes 2 miliony vzorků, které jsem následně zpracoval souhrnně a po složkách ve vztahu k jednotlivým měřeným veličinám.

Celkové vyhodnocení odchylek je znázorněno pomocí histogramu na Obr. 8.30. V případě srovnání modelu vůči měření teploty systémem RITHERM se nachází 50 % hodnot v intervalu $\pm 0,5$ °C, přičemž 99 % hodnot nepřekračuje meze ± 1 °C. Systém VALCAP vzhledem k odlišné poloze snímače teploty uvnitř vodiče vykazuje širší rozpětí odchylek. Hodnota mediánu je posunuta, čímž vyhodnocení ukazuje na průměrně vyšší teplotu uvnitř vodiče.

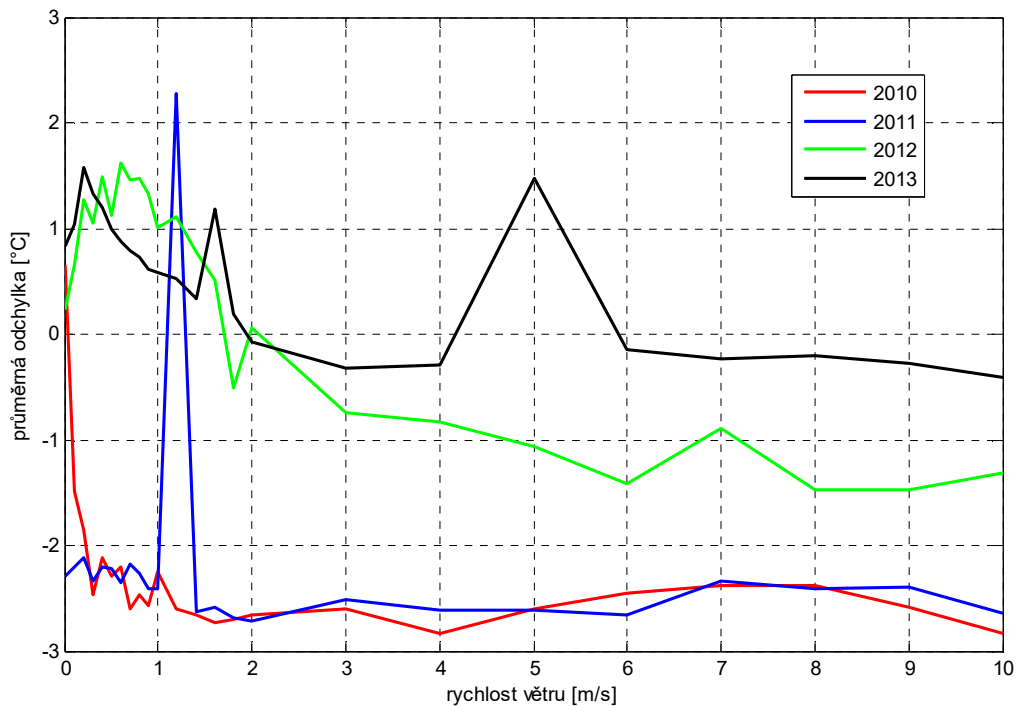


Obr. 8.30. Histogram odchylek mezi modelem a měřením VALCAP a RITHERM.

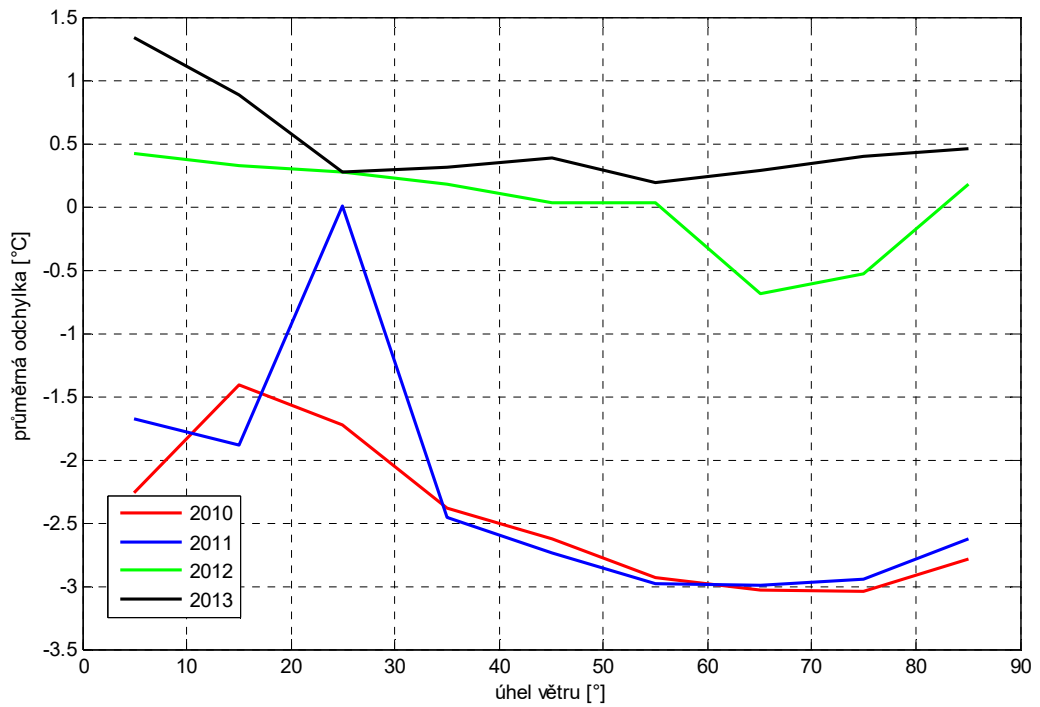
Pro detailnější analýzu jsem srovnal data naměřených teplot vodičů ve skupinách podle jednotlivých vnějších vlivů. Celý rozsah hodnot každé sledované veličiny byl rozdělen na intervaly a následně roztrženo po jednotlivých rocích. Výsledky je možno vidět na Obr. 8.31 až Obr. 8.40. Vzhledem ke způsobu ukládání dat a nutnosti jejich následné interpolace nebylo možno jednoznačně data očistit o chybná měření, respektive výpadky. Do výstupů se tak promítají vzniklé chyby, nicméně není patrný žádný jednoznačný trend vedoucí k možné kalibraci modelu.



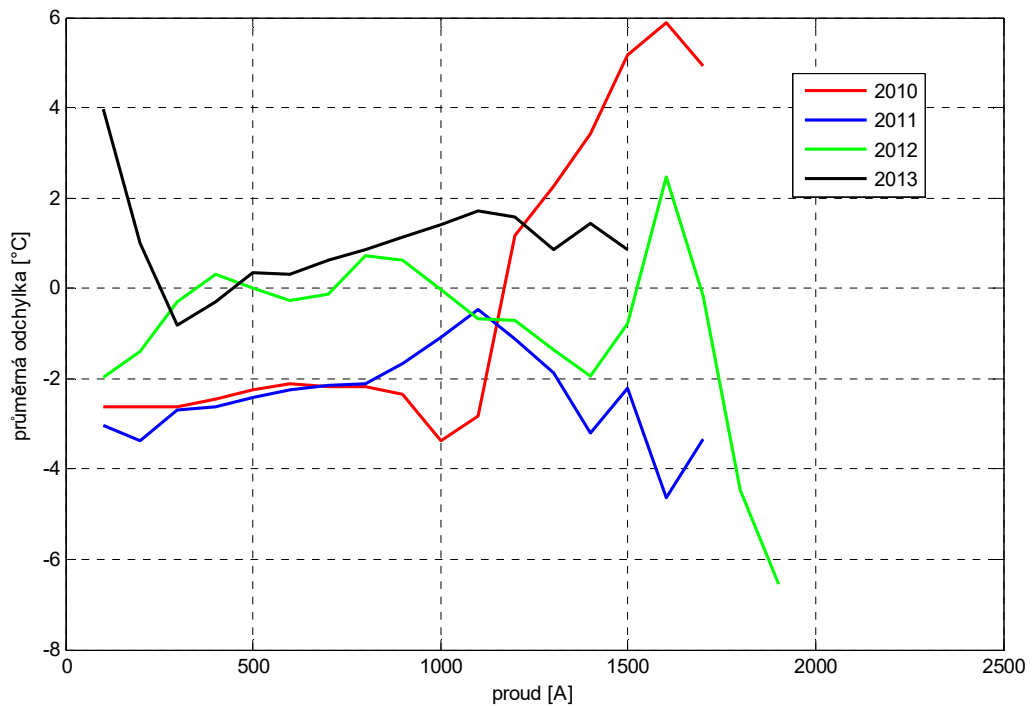
Obr. 8.31. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k teplotě okolí.



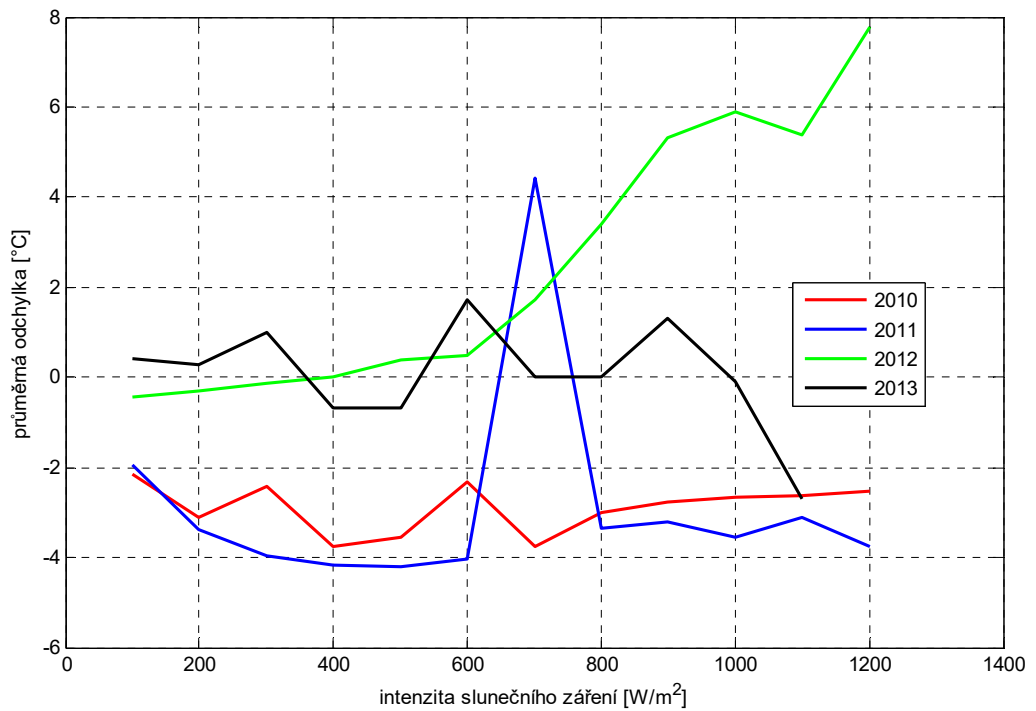
Obr. 8.32. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k rychlosti větru.



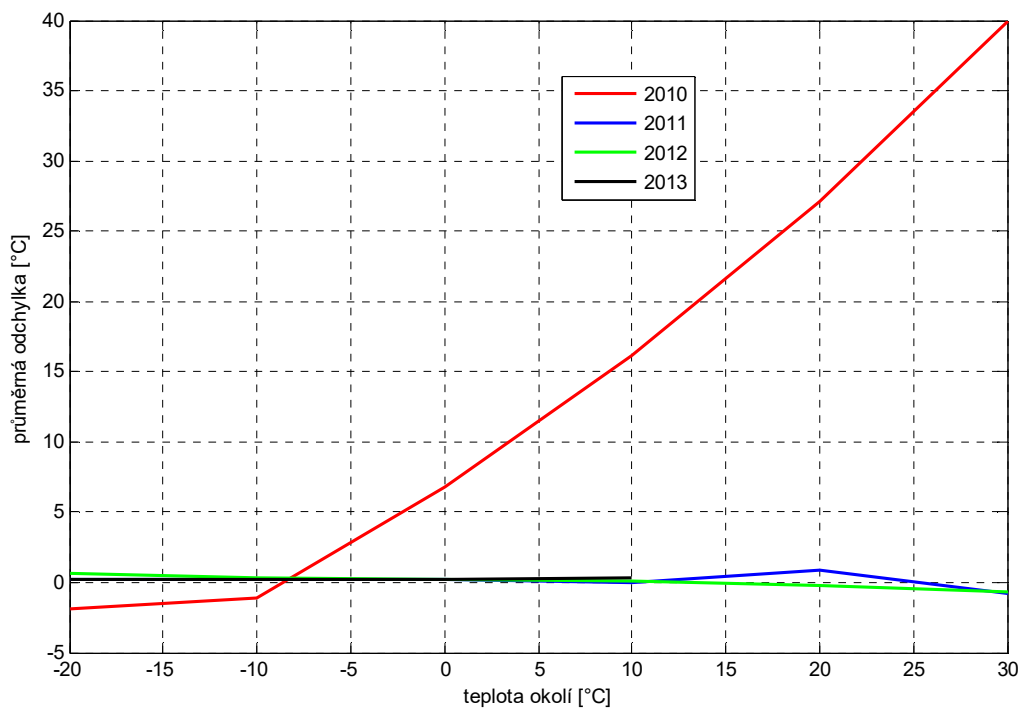
Obr. 8.33. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k úhlu větru.



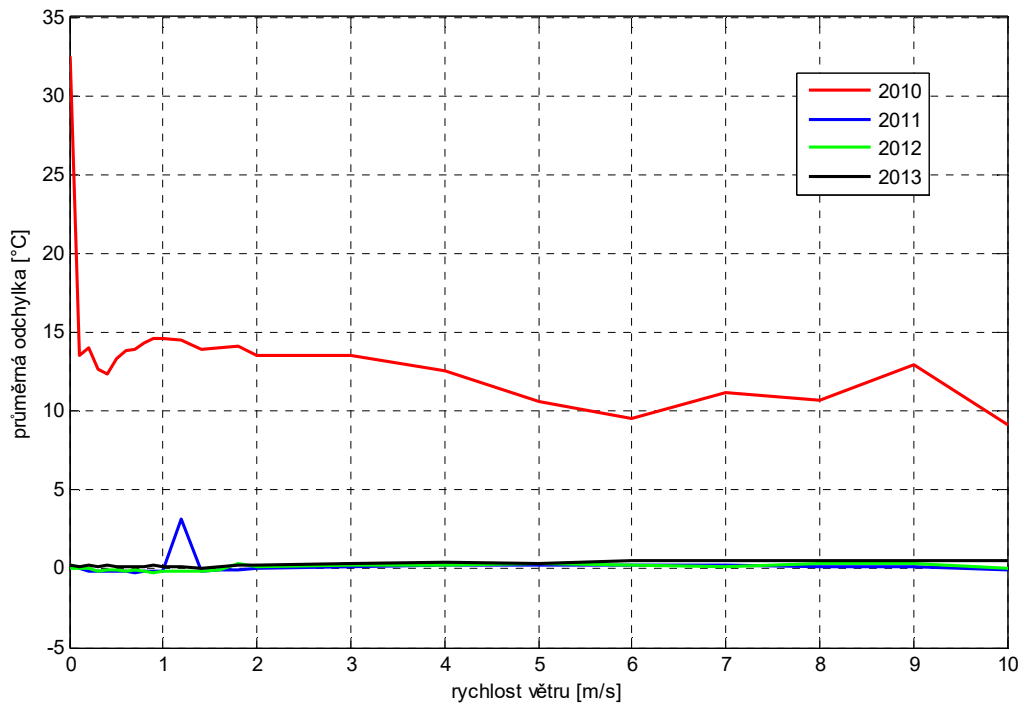
Obr. 8.34. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem k zatěžujícímu proudu.



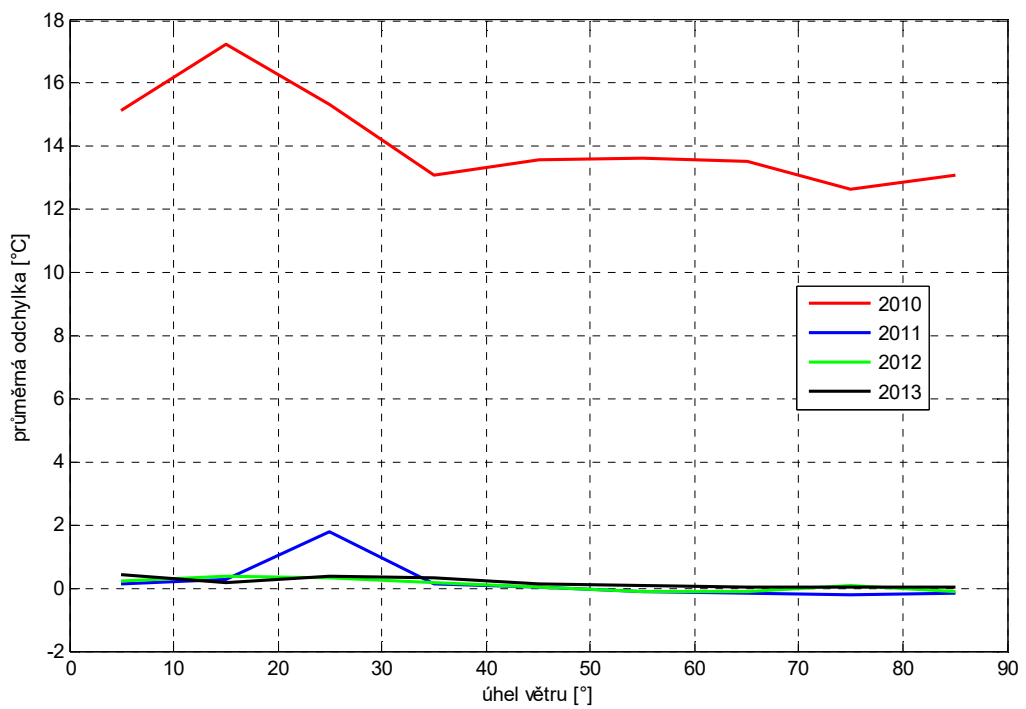
Obr. 8.35. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením VALCAP vzhledem ke slunečnímu záření.



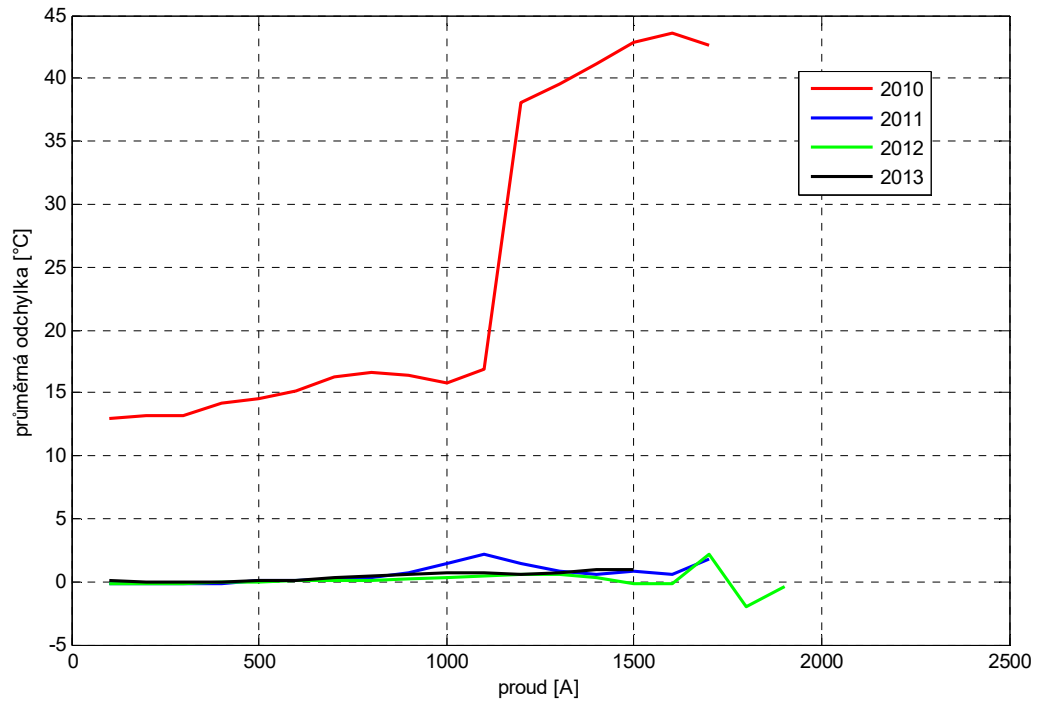
Obr. 8.36. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k teplotě okolí.



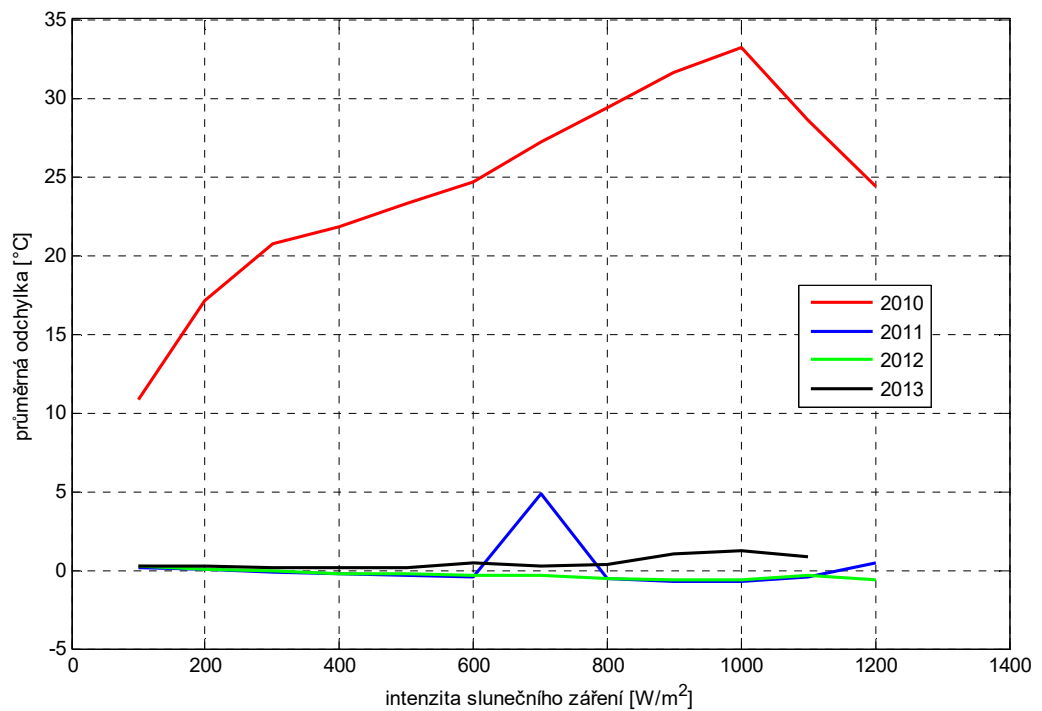
Obr. 8.37. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k rychlosti větru.



Obr. 8.38. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k úhlu větru.



Obr. 8.39. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem k zatěžujícímu proudu.



Obr. 8.40. Průměrná odchylka mezi modelem a měřením RITHERM vzhledem ke slunečnímu záření.

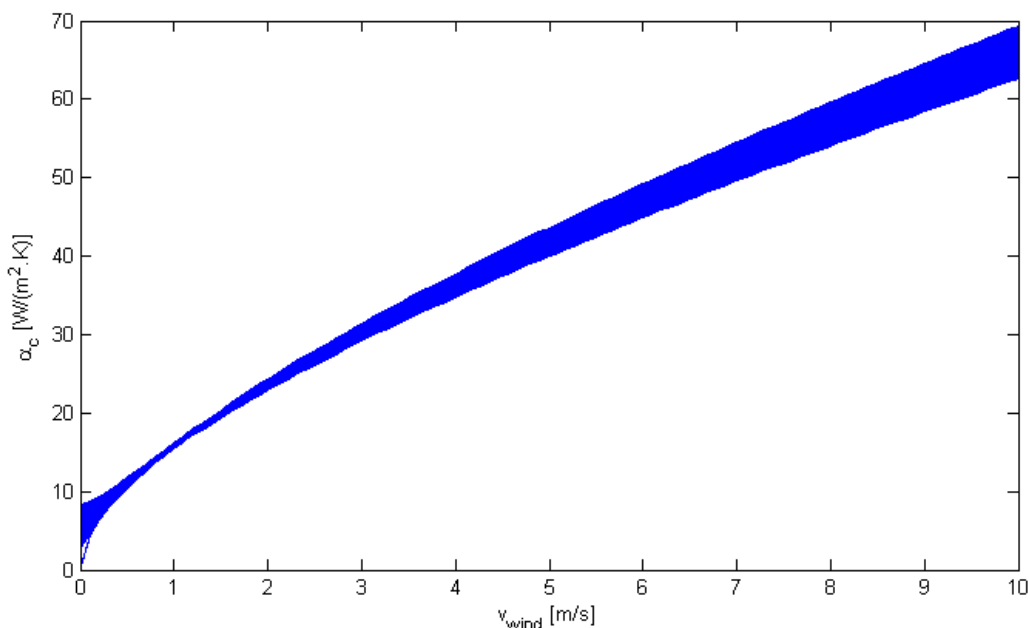
8.7.Závěr

Z vyhodnocení odchylek mezi měřením teploty vodiče a jeho tepelným modelem vyplývá jeho vysoká přesnost. Nicméně je třeba dodat, že souhrnné vyhodnocení je z největší části postaveno na polovičním a nižším proudovém zatížení než je jmenovitá hodnota a tudíž i odpovídající snížené teplotě. Z tohoto hlediska bylo přistoupeno ke hledání možných trendů nepřesnosti modelované výstupní teploty v závislosti na velikosti jednotlivých vstupních veličin. Ze získaných analýz ale není možné vypožorovat žádný jednoznačný trend, který by mohl přispět k případné kalibraci modelu. Jednoznačně ale lze posoudit vztah modelu vůči systému měření RITHERM jako nejpřesnější v případě, že tento systém dodával měřená data.

Zpracování vstupních dat, z kterých je odvozena odpovídající ampacita pro různé povětrnostní podmínky, ukázalo na značné výkonové rezervy v případě uvedení technologie dynamického zatěžování do provozu. V letních měsících dosahuje střední hodnota nárůstu zatížitelnosti až 10 %, v zimním období pak kolem 50 % v závislosti na charakteru větru. V případě uvažování standardního charakteru větru (rychlost 0,5 m/s a úhel 45°) a jeho zkombinováním s naměřenými hodnotami teplot okolí a slunečního záření, bylo zjištěno riziko překročení teplotního limitu vodiče v rozmezí 8 – 16 % sledovaných událostí v závislosti na místě měření (S13 nebo S56). Toto riziko je dáno počtem událostí, kdy naměřená rychlost anebo směr větru vytvořily takové podmínky, které by způsobily menší odvod tepla než v případě standardních podmínek.

9. Ampacita lanových přípojníc

Teoretický model se opírá o doporučení a metodiku výpočtů CIGRE [17] a IEEE Standardu [18] při použití parametrů okolního prostředí dle normy ČSN EN 50341-3-19 [19] jako v případě AlFe lan venkovního vedení. Výpočetní metoda tak zůstává stejná, parametry modelu se liší jen nepatrně (viz koeficient přestupu tepla prouděním na Obr. 9.1).



Obr. 9.1. Rozsah koeficientu přestupu tepla prouděním pro kolmé obtékání vzduchem vodiče 758-AL/43-ST1A.

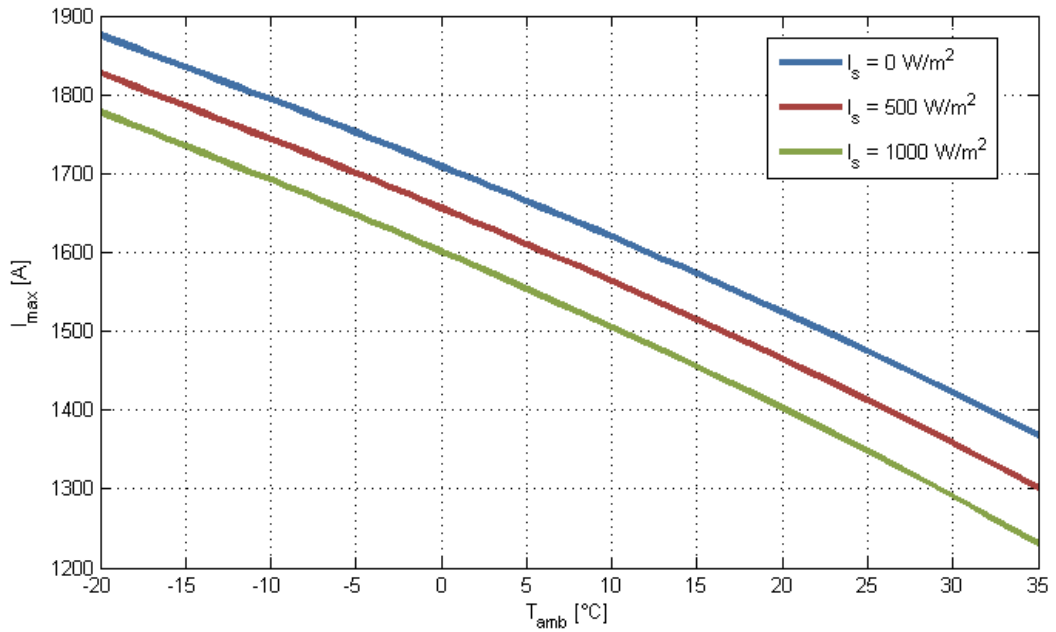
Kritické podmínky maximální zatížitelnosti byly počítány na základě parametrů lanové přípojnice 758-AL/43-ST1A dle Tab. 9.1. Rozdíl maximální provozní teploty oproti lanovým vodičům venkovního vedení VVN představuje nárůst z 80 °C na 95 °C ve prospěch přípojníc. Vzhledem k uvažované metodice výpočtu dynamického zatěžování jen na základě měnící se teploty byly limity ampacity vodiče počítány v rozsahu od -20 do 35 °C a pro škálu intenzit slunečního záření. Ostatní parametry byly uvažovány dle normy jako neměnné. Výpočty byly provedeny metodou prosté iterace, kdy zastavovací podmínka byla nastavena na přesnost 0,001 °C. Tento způsob by měl zaručit potlačení numerických odchylek vlivem množství nelineárních parametrů jako např. závislost vlastností vzduchu na teplotě.

Tab. 9.1. Parametry zkoumané lanové přípojnice.

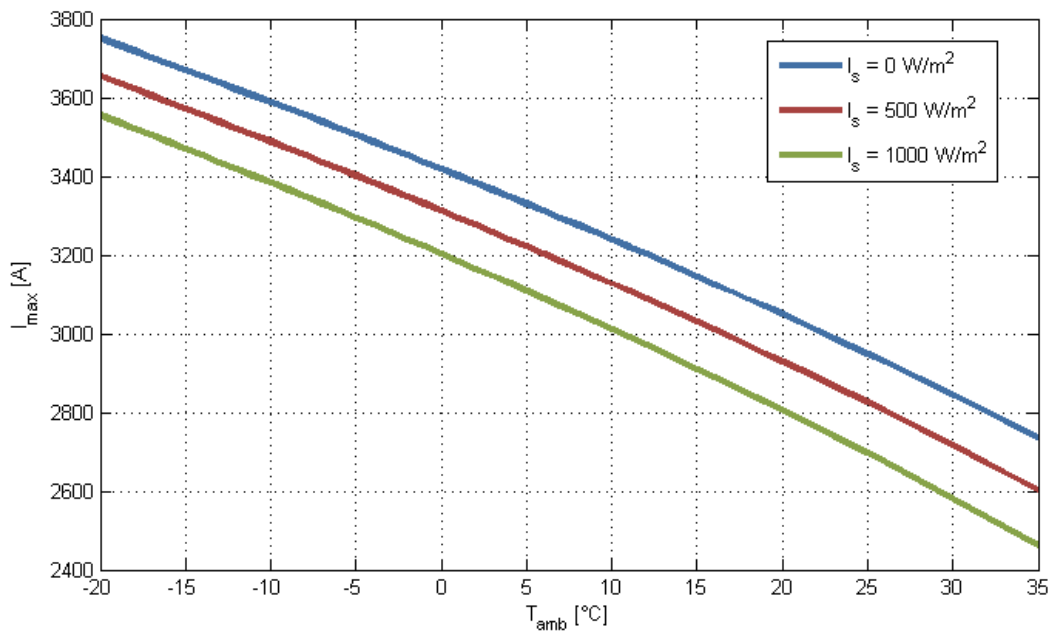
Typ:	758-AL/43-ST1A	
Průřez hliníku S_{AL} :	758,09	mm ²
Průřez železa S_{FE} :	43,1	mm ²
Průřez celkový S :	801,19	mm ²
Průměr celkový D :	36,5	mm
Hmotnost na jednotku délky m_k :	2431,7	kg/km
Rezistance na jednotku délky R_k (20 °C):	0,0384	Ω/km
Jmenovitý proud I_N :	1265	A
Měrné teplo hliníku c_{AL} :	923	J/kg.K
Měrné teplo železa c_{FE} :	504	J/kg.K
Měrné hmotnost hliníku ρ_{AL} :	2700	kg/m ³
Měrné hmotnost železa ρ_{FE} :	7870	kg/m ³
Součinitel emisivity ε :	0,5	-
Součinitel emisivity absorpce ε :	0,5	-
Max.dovolená teplota vodiče:	95	°C
Max.limitní teplota vodiče:	110	°C
Měrné teplo celkové c :	863,4354	J/kg.K

Výsledky výpočtů zatížitelnosti v závislosti na teplotě okolního vzduchu pro tři intenzity slunečního záření jsou vidět na Obr. 9.2. Nárůst ampacity mezi nejchladnějším a nejteplejším extrémem počasí dosahuje hodnoty 145 %. Pokud bychom uvažovali průměrný nárůst ampacity vzhledem k průměrné teplotě vzduchu na území ČR za posledních 80 let, dostaneme hodnotu 123 % oproti standardním podmínkám. Obr. 9.3 zobrazuje stejné zatěžovací limity pro dvojici paralelních lan, které jsou v běžném zapojení.

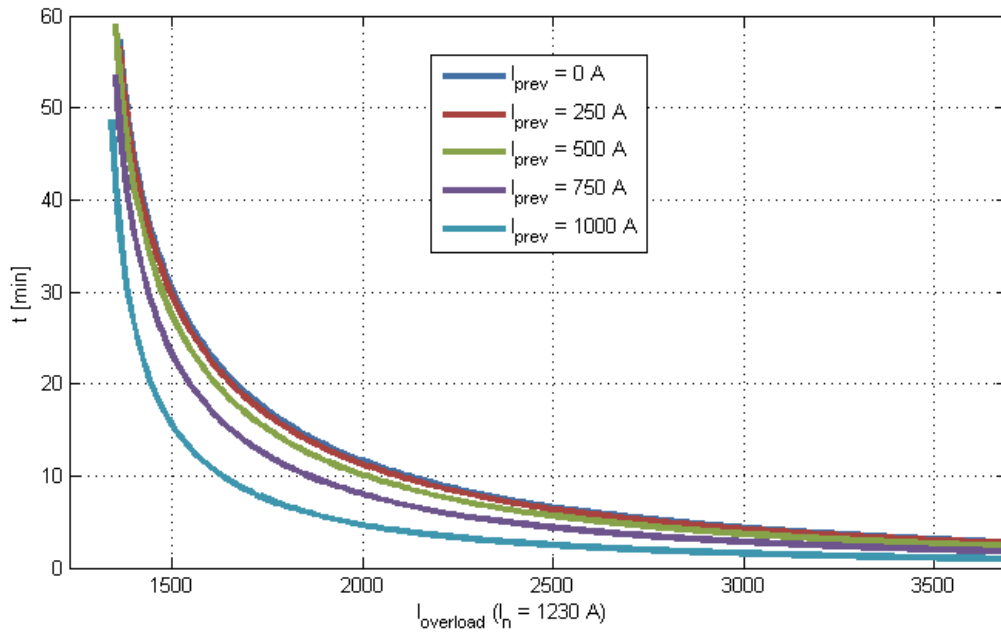
V naléhavých případech lze zajít s metodou dynamického zatěžování ještě dál a využít lanové přípojnice na jejich teoretické maximum. Vzhledem k masivnosti těchto lan je možné kalkulovat i s tepelnou kapacitou, která dává k dispozici cenné minuty, kdy je možné bezpečně zatížit vodič proudem i nad hodnotu aktuální zatížitelnosti – nárazové dynamické přetížení. Výsledný proud je odvozen od teploty vodiče před přetížením, která je daná proudem (na Obr. 9.4 označeno I_{prev}). Například 20% přetížení skokově z vypnutého stavu lze provozovat po dobu půl hodiny, 200% přetížení pak téměř 7 minut. Vzhledem k proměnlivosti zatížení ale takovýto druh provozu představuje značné riziko. Pro dva paralelně vedené vodiče je přetěžovací charakteristika znázorněna na Obr. 9.5.



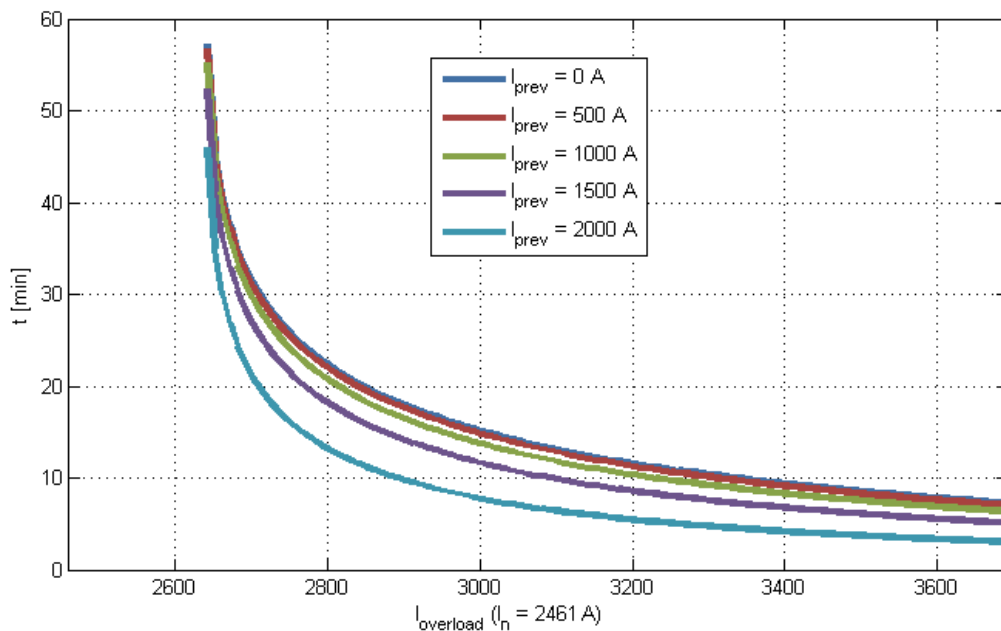
Obr. 9.2. Zatížitelnost jednoho vodiče 758-AL/43-ST1A v závislosti na okolní teplotě a slunečním svitu za standardních podmínek okolí.



Obr. 9.3. Zatížitelnost dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A v závislosti na okolní teplotě a slunečním svitu za standardních podmínek okolí.



Obr. 9.4. Závislost přetžitelnosti vodiče 758-AL/43-ST1A za standardních podmínek okolí na délce přetížení dle velikosti proudu protékajícího před navýšením nad jmenovitou hodnotu.



Obr. 9.5. Závislost přetžitelnosti dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A.

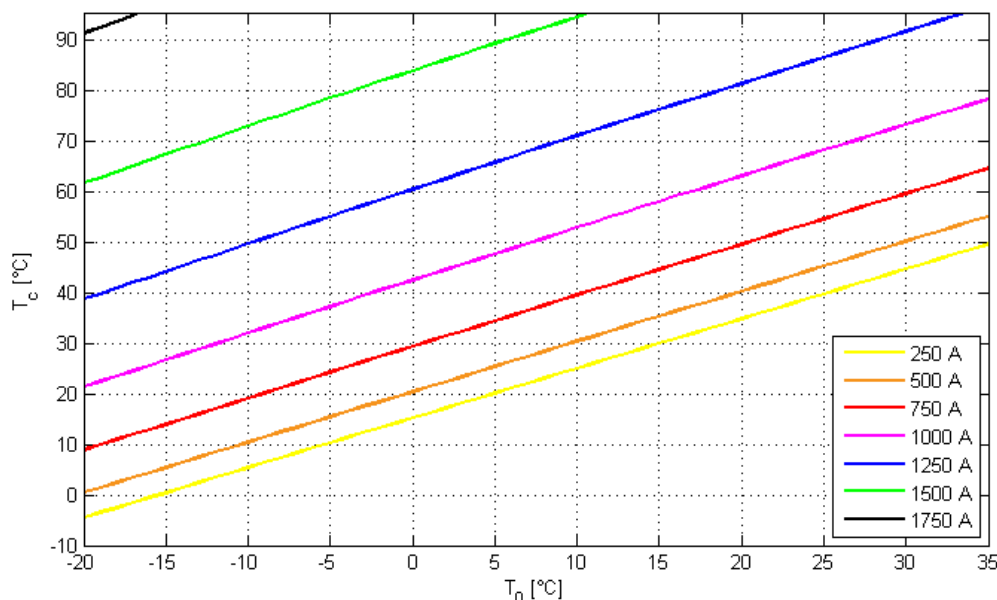
9.1. Citlivost teploty vodiče na okolní faktory

Citlivostní analýza byla provedena za standardních (nejnepříznivějších) podmínek specifikovaných dle normy ČSN EN 50341-3-19, kdy se vždy jeden faktor měnil v celém možném rozsahu:

- okolní teplota 35 °C
- intenzita slunečního záření 1000 W/m²
- rychlost větru 0,5 m/s pod úhlem 45°
- součinitel emisivity 0,5
- součinitel absorpce 0,5

9.1.1. Změna teploty okolí

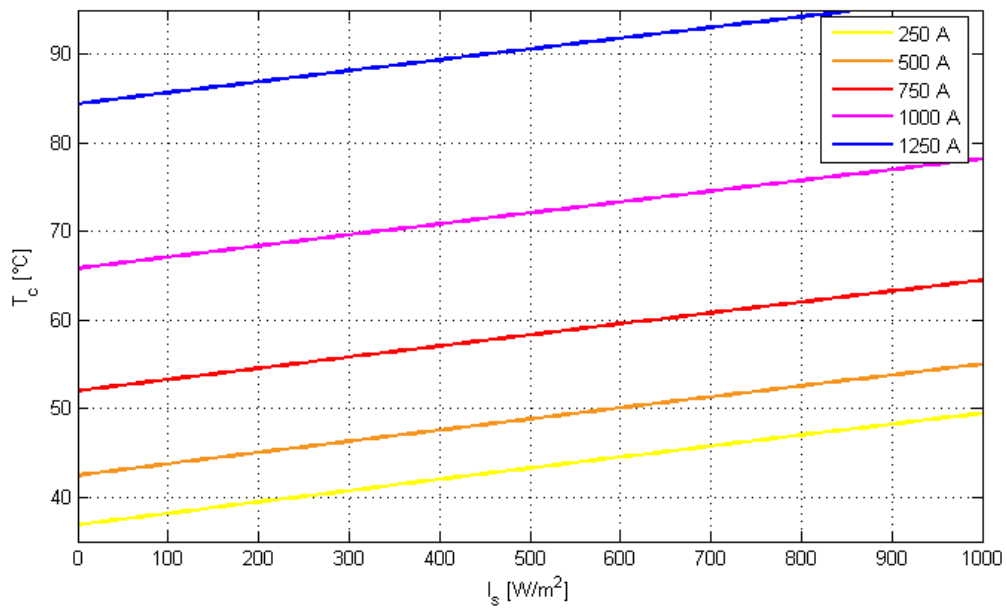
Citlivost změny teploty vodiče na změnu teploty okolí byla provedena na intervalu teplot v rozsahu -20 °C až 35 °C. Na Obr. 9.6 je vidět významný nárůst teploty vodiče na množině zatěžovacích proudů. Vztah mezi teplotou vodiče a teplotou okolí je téměř proporciální, zdrojem odchylky je v tomto případě nelinearita rezistivity vodiče. Změna teploty okolí představuje vůbec největší vliv na výslednou zatížitelnost.



Obr. 9.6. Závislost změny teploty vodiče podle teploty okolí.

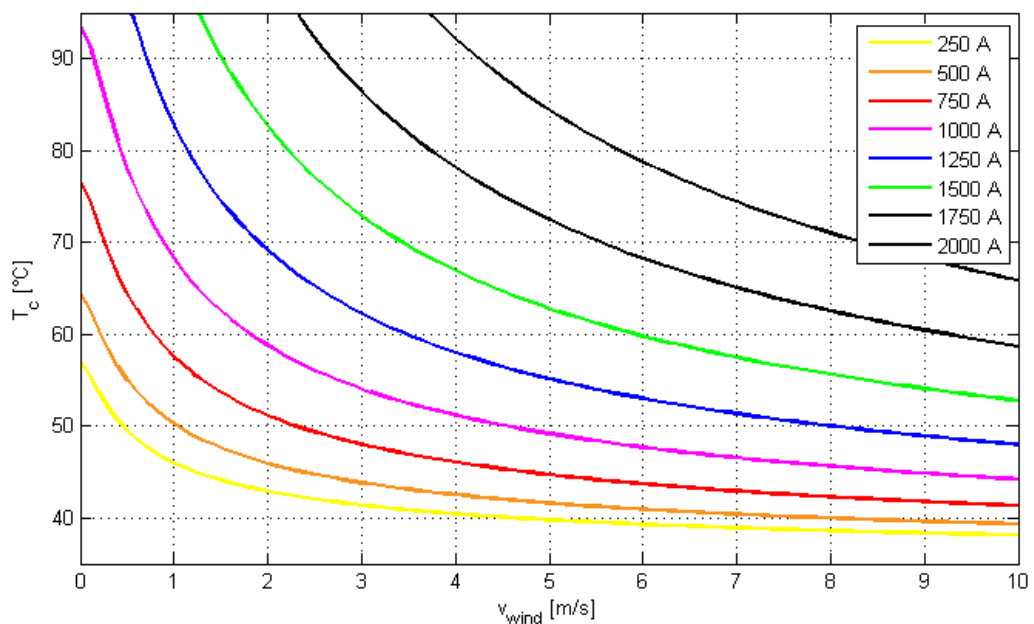
9.1.2. Změna intenzity slunečního záření

Výpočet citlivosti na ohřev slunečním zářením, který je zobrazen na Obr. 9.7, byl proveden v rozsahu od 0 do 1000 W/m². Nulová hodnota představuje noc, protože i difúzní světlo při zatažené obloze dodává určitý nenulový výkon. Maximální intenzita je odvozena od normativní hodnoty, nicméně v období kolem letního slunovratu může intenzita narůst přes 1200 W/m². Tyto situace ale zpravidla nastávají za jiných než kritických podmínek a jsou velmi ojedinělé. Teoretický přírůstek teploty vlivem maximální intenzity slunečního záření tak dosahuje 13 °C při normativním charakteru proudění a součinitele absorpce.



Obr. 9.7. Změna slunečního svitu vůči změně teploty vodiče.

9.1.3. Změna rychlosti větru



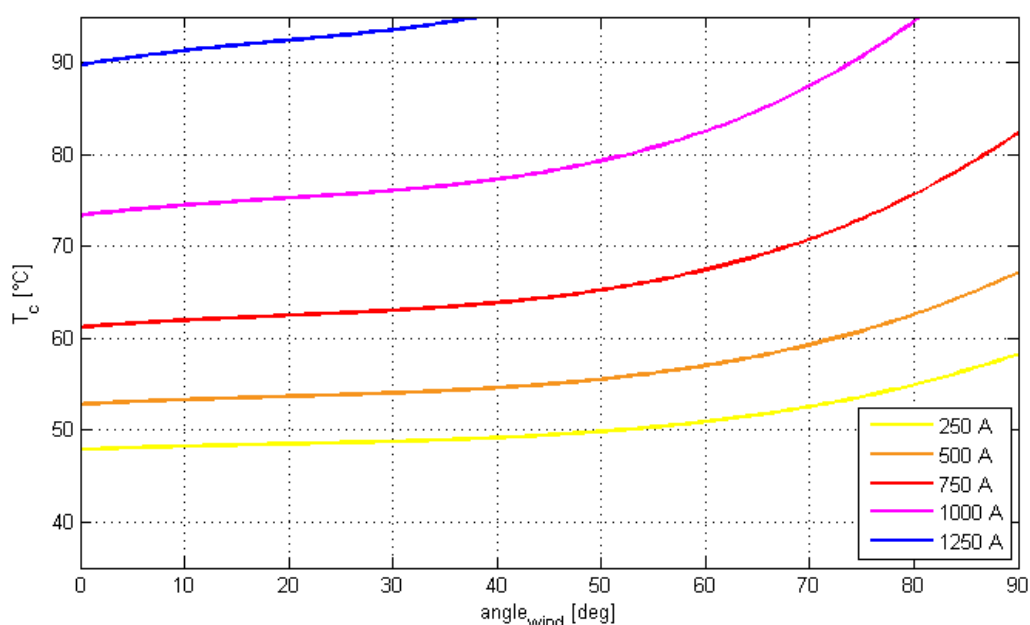
Obr. 9.8. Vliv rychlosti větru na teplotu vodiče.

Podle výsledků teoretických výpočtů představuje proudění větru nejvýznamnější faktor, co se týče odvodu tepla. Citlivost na proudění (viz Obr. 9.8) byla počítána v rozsahu od bezvětří po rychlost 10 m/s, která se odvíjí od nejvyšších naměřených hodnot dle linky V444. Zásadní nárůst chladicího účinku lze pozorovat do 2 m/s, kdy se teplota vodiče sníží o více než 50 %

než při bezvětří. Při další zvyšování rychlosti větru nad tuto hranici se už nárůst odvodu tepla dále rapidně nezvyšuje.

9.1.4. Změna úhlu větru

Vliv chladivosti proudění byl počítán v oblasti mezi dvěma extrémy, tj. nejvyšší chladivost při kolmém směru větru (0°) až po nejnižší při rovnoběžném proudění ve směru vodiče (90°). Obr. 9.9 zobrazuje teoretické výsledky srovnání proudění vzduchu pod úhlem. Z grafu je patrné, že ke ztelnějšímu poklesu přenosu tepla dochází, když úhel náběhu větru na vodič překročí 50° úhel.



Obr. 9.9. Vliv úhlu větru na teplotu vodiče.

9.2. Porovnání se zatížením trubkových přípojníc

Tuhé přípojnice se používají v instalacích, kde je požadavek na vysokou elektrickou vodivost a proudovou nosnost. Jejich hlavní přednost spočívá v mechanických vlastnostech zahrnující nižší hmotnost na jednotku délky a vyšší tvrdost, které znamenají nespornou výhodu oproti kabelům. Je možno jejich použitím dosáhnout menšího počtu podpěrných bodů nesoucích nižší zátěž za současně vyšší odolnosti proti dynamickým silám při průchodu zkratového proudu. Díky jejich geometrii se u trubkového provedení téměř neprojevuje skin efekt, čímž je využit celý průřez materiálu. Z dalších výhod je možno zmínit dlouhou životnost, odolnost vůči korozi a bezúdržbový provoz.

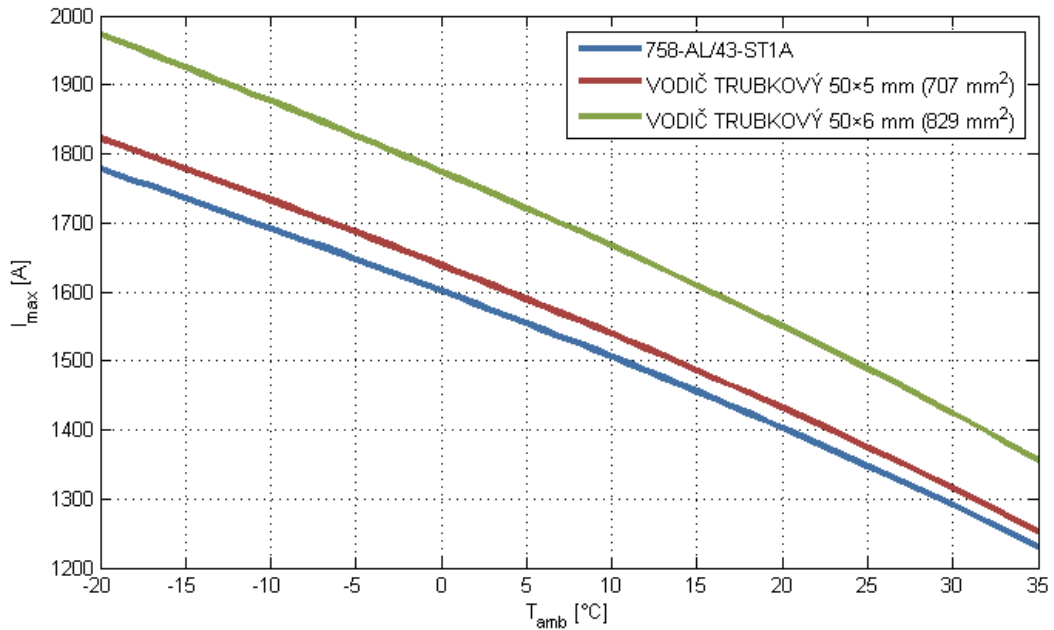
Pro srovnávací výpočty zatížitelnosti za normálních podmínek byly vybrány trubkové přípojnice podle katalogu výrobce EGE – Trading, s.r.o. a doplněny o neuvedené materiálové konstanty. Tab. 9.2 zobrazuje charakteristiky použitých trubkových přípojnic, které byly vybrány podle efektivního průřezu hliníku jako lanová přípojnice 758-AL/43-ST1A. To znamená přípojnice o průřezu nejbližší hodnotě 758 mm^2 v případě jednoduchého provedení a 1516 mm^2 pro případ dvou paralelních lanových vodičů.

Tab. 9.2. Materiálové parametry použité ve výpočtech zatížitelnost trubkových přípojnic.

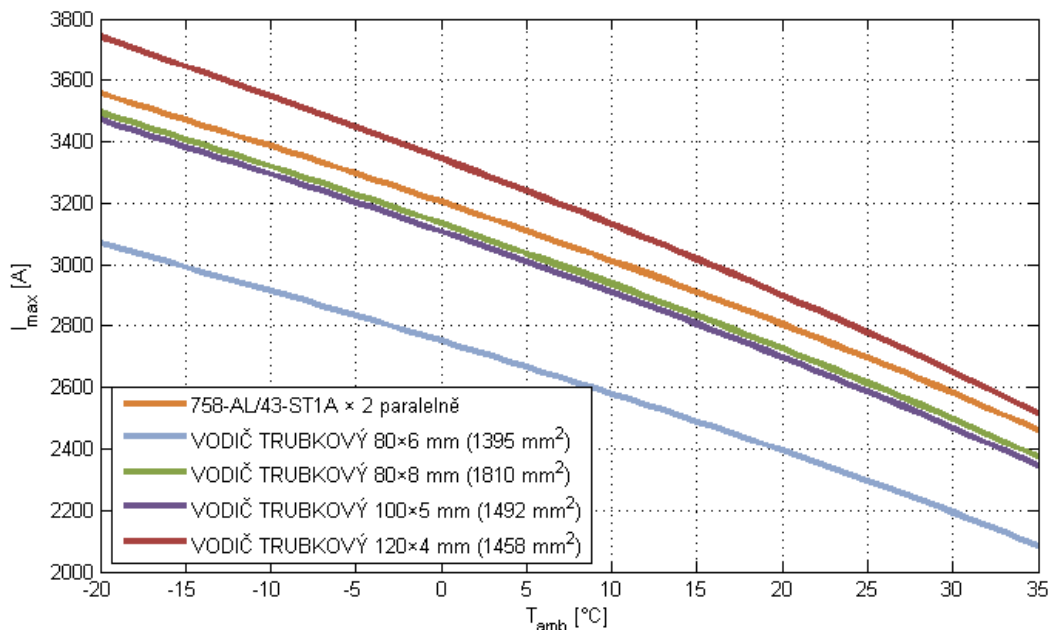
vnější průměr [mm]	tloušťka stěny [mm]	průřez [mm^2]	hmotnost [kg/m]	měrná tepelná kapacita [J/(kg.K)]	elektrická vodivost [MS]	teplotní součinitel odporu [K^{-1}]	proudová zatížitelnost [A]
50	5	707	1,9	896	30	0,004	1270
50	6	829	2,2	896	30	0,004	1370
80	6	1395	3,8	896	30	0,004	2080
80	8	1810	4,9	896	30	0,004	2350
100	5	1492	4,0	896	30	0,004	2320
120	4	1458	3,9	896	30	0,004	2440

Parametry okolních podmínek při srovnání zatížitelnosti jmenovitým proudem v závislosti na teplotě okolí bylo provedeno dle normy ČSN EN 50341-3-19. To znamená, že byly současně zahrnuty vlivy nejnepříznivějšího slunečního záření a standardního charakteru proudění. Výsledek srovnání je proto jen orientační vzhledem k tomu, že nenastává situace okolní teploty -20 °C a maximálního slunečního svitu, nicméně charakteristiky jednotlivých přípojnic jsou souměřitelné.

Na Obr. 9.10 je vidět srovnání lanové přípojnice s trubkovými o obdobných efektivních průřezech. Přestože hodnota průřezu lanové přípojnice se nachází mezi hodnotami trubkových, výsledná charakteristika se uvnitř tohoto intervalu nenachází. Nepatrný posun směrem k nižším hodnotám jmenovitého proudu je způsoben nižší efektivní chladičí plochou v případě lana.



Obr. 9.10. Srovnání zatížitelnosti lanového vodiče 758-AL/43-ST1A s odpovídajícími přípojnici trubkového provedení.



Obr. 9.11. Srovnání zatížitelnosti dvou paralelních vodičů 758-AL/43-ST1A s odpovídajícími přípojnici trubkového provedení.

U srovnání trubkových přípojníc s paralelně vedenými lany je situace komplikovanější. Je zde patrný vztah mezi nárůstem proudové zatížitelnosti a velikostí obvodu a s tím související efektivní chladičovou plochou, jak je vidět na Obr. 9.11. Ačkoliv se koeficient přestupu tepla

proudění se zvyšujícím se průměrem trubky snižuje, celkové odvedené teplo se díky nárůstu povrchu ve výsledku významně zvyšuje. Tento fakt se projevuje v nesouměřitelnosti jmenovité zatížitelnosti u trubkových přípojníc různých průměrů s podobnými průřezy. Dvě paralelně umístěné lanové přípojnice tak mají vyšší proudovou zatížitelnost než většina pevných přípojníc, nicméně jako zásadní nevýhodu zde představuje nárůst hmotnosti v neprospěch lan.

9.3.Závěr

Rozdíl zatížitelnosti mezi podmínkami v normě a extrémním chladem se projevuje nárůstem o 145 % z katalogové hodnoty, střední hodnoty navýšení zatížitelnosti pak o 123 % při dlouhodobé průměrné teplotě okolí v České republice.

Při maximální teplotě 95 °C za standardních podmínek okolí a doporučených parametrů výpočtu dle normy ČSN EN 50341-3-19 byla spočítána výsledná zatížitelnost 1231 A, což je o 2,7 % méně než katalogová hodnota. Tato odchylka je především dána metodikou výpočtů přestupu tepla prouděním. Konkrétně jde o fakt, že všechny tyto postupy jsou založeny na empirii a měření přestupu tepla matematicky podobných těles, kdy nejpodobnějším tabelovaným geometrickým útvarem splétanému vodiči je hladký válec. Z tohoto faktu vyplývají odchylky výsledků, které v případě výpočtu pro trubkové přípojnice byly řádově nižší.

V rámci výpočtů byla provedena i analýza dočasné přetížitelnosti za využití tepelné kapacity vodičů. Například 20% přetížení skokově z vypnutého stavu lze provozovat po dobu půl hodiny, 200% přetížení pak téměř 7 minut. Nevyužitá rezerva představuje jednotky až desítky minut při zatížení v desítkách procent nad jmenovitý proud.

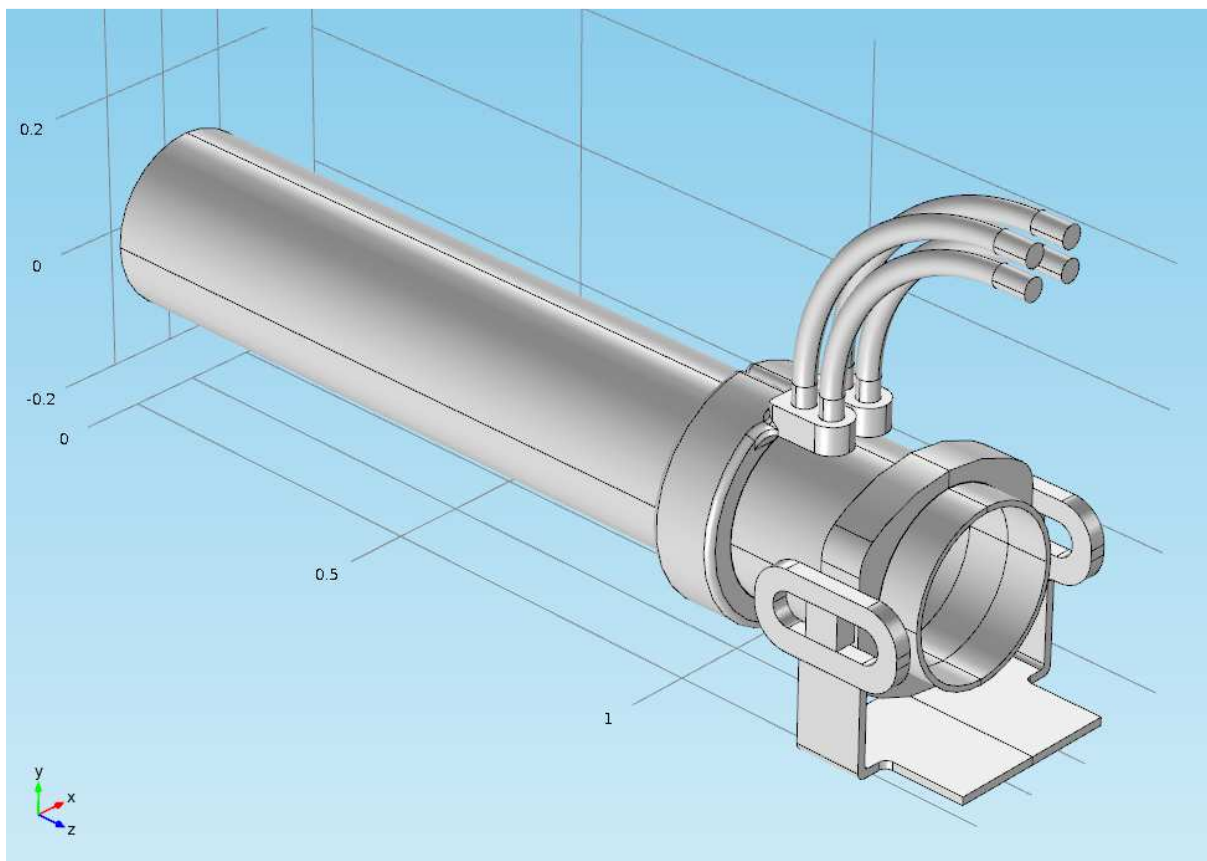
Analýza citlivosti na vnější vlivy ukazuje změny teploty vodiče pro množinu protékajících proudů při změně teploty okolí, intenzity slunečního záření a rychlosti a směru větru. Teplota okolí a rychlost větru se opět potvrdily jako nejvlivnější faktor.

Dalším cílem bylo srovnání lanových přípojníc s obdobnými tuhými přípojnicemi trubkového profilu. Byly provedeny srovnávací výpočty dynamického zatížení pro vodiče podobných průřezů a to jak pro jednovodičové, tak i pro paralelní dvojevodičové vedení. Ze srovnání je zřejmá závislost zatížitelnosti na vnější ploše vodiče. Dva paralelně vedené vodiče tak mají vyšší proudovou zatížitelnost než pevné přípojnice obdobného průřezu ale menší plochy, nicméně je toto vykoupeno vyšší hmotností na jednotku délky.

10. Ampacita lanových spojek trubkových přípojníc

Geometrie výpočetního modelu byla vytvořena dle výkresu spojek a jejich instalace modelu Pfisterer 250x8mm, 4000 A. Z důvodu potřeb numerických simulací byly určité detaily modelu zanedbány (např. neuvažování šroubových spojů z důvodu jejich řádově nižší vodivosti apod.). Na Obr. 10.1 je znázorněna geometrie modelu, který byl vytvářen jako zrcadlově symetrický z důvodu zefektivnění výpočetního času. Okrajové podmínky a parametry modelu byly uvažovány následující:

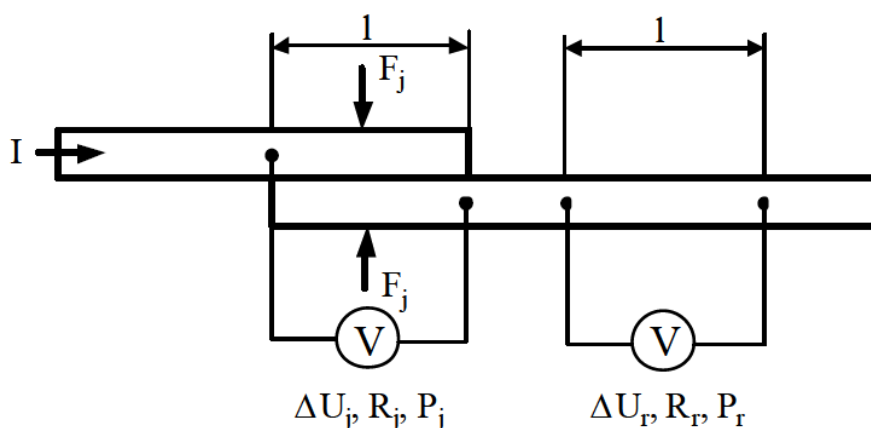
- Trubková přípojnice \varnothing 250 mm o tloušťkách stěny 6 a 8 mm
- Lanové spojky \varnothing 32 mm
- Teplota okolí $T_{\text{amb}} = 40 \text{ }^{\circ}\text{C}$
- Intenzita slunečního záření $I_s = 1000 \text{ W/m}^2$
- Maximální dovolená teplota libovolného prvku sestavy spojek $T_{\text{max}} = 90 \text{ }^{\circ}\text{C}$
- Rychlost větru $v = 0,6 \text{ m/s}$ při úhlu náběhu 45° na přípojnici
- Emisivita a absorptivita všech dílů sestavy $\epsilon = 0,5$



Obr. 10.1. Model soustavy přípojnicových spojek; pro zjednodušení výpočtů byla uvažována příčně symetrická polovina.

10.1. Kontaktní systém

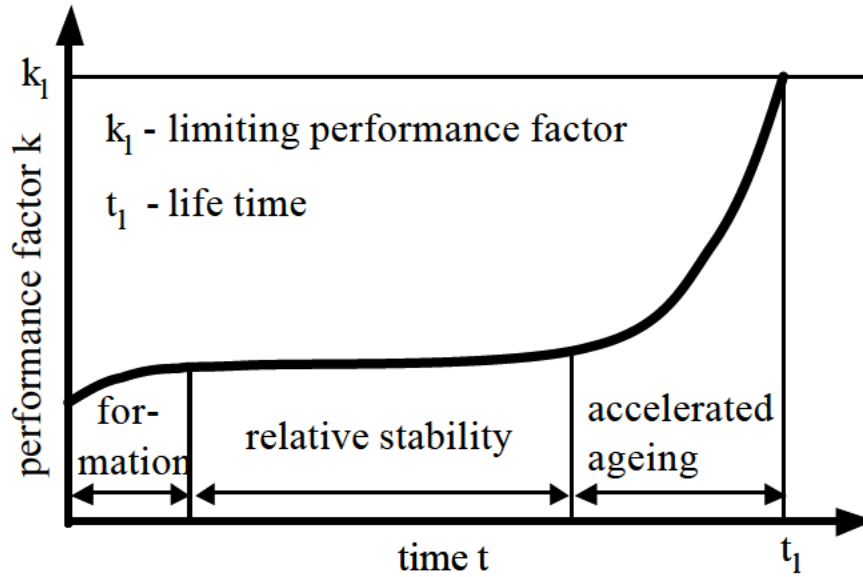
Zhodnocení elektrických a tepelných vlastností kontaktů představovalo největší problém vzhledem ke skutečnosti, že kontaktní vrstvu nelze jednoduše modelovat. Podle [34, 35] byla přejata metodika určující tzv. „performance factor“ kontaktního ústrojí, který vyčísluje kvalitu kontaktů vzhledem k samotnému vodiči. Obr. 10.2 je vidět princip měření kontaktů, rovnice (10.1) pak slouží pro výpočet koeficientu kvality kontaktů, který je určen podílem úbytku napětí mezi kontakty a ekvivalentní délkou vodiče nebo odvozených veličin – odporem nebo tepelnými ztrátami.



Obr. 10.2. Metoda stanovení koeficientu kvality kontaktního páru měřením při srovnání stejně dlouhého segmentu jednolitého vodiče se shodnou délkou kontaktního páru [34, 35].

$$k = \frac{R_j}{R_r} = \frac{\Delta U_j}{\Delta U_r} = \frac{P_j}{P_r} \quad (10.1)$$

Kontaktní ústrojí časem stárne kvůli chemickým reakcím vyvolanými zejména průchodem proudu a vlivem okolí. Obr. 10.3 znázorňuje přibližný vývoj koeficientu kvality kontaktu v čase, který lze dělit do třech období – počáteční formace kontaktní vrstvy, doba stability a urychleného stárnutí před koncem životnosti.

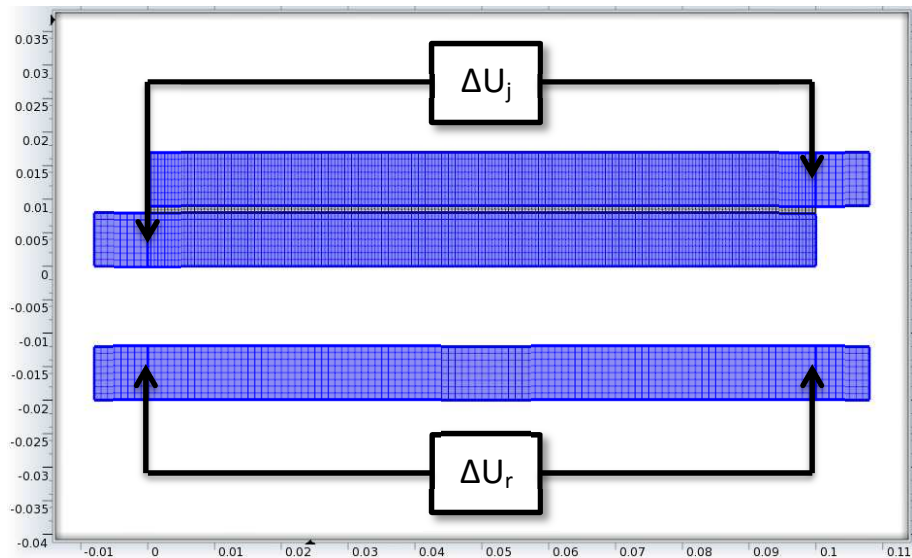


Obr. 10.3. Vývoj koeficientu kvality kontaktu napříč časem [34, 35].

Rovnice (10.2) popisuje stárnutí kontaktu po jeho zformování. Jedná se o empirický vztah, který zahrnuje více faktorů. Záleží především na rychlosti růstu kontaktní vrstvy v čase a dále na rychlosti chemických reakcí uvnitř kontaktu vlivem zvýšené teploty [36]. Právě teplota spoje kvadraticky narůstá spolu s rostoucím proudem, a tudíž dlouhodobé proudové namáhání kontaktů má za následek urychlený proces stárnutí.

$$\dot{k} = (k - k_l) \frac{de^{-\left(\frac{b}{RT_c} + \frac{1}{2}\right)}}{\left(\frac{t}{t_0}\right)^m t_0} \quad (10.2)$$

Na základě výše uvedených vztahů a zkušeností bylo přistoupeno k vytvoření modelu kontaktní vrstvy následujícím způsobem. Objímka přípojnicových spojek je široká 100 mm stejně jako kontaktní vrstva. Vzhledem k použité analýze metodou konečných prvků (FEA) bylo nutné kontakty simulovat pomocí tenké vrstvy materiálu. Byl proto vytvořen planární 2D model 8 mm tlustých přípojníc s 1 mm tlustou kontaktní vrstvou o délce 100 mm mezi nimi a srovnán se stejně dlouhým úsekem samotné přípojnice, jak je znázorněno na Obr. 10.4. Jako výchozí hodnota byl stanoven koeficient kvality kontaktů $k_0 = 0,66$, který představuje střední hodnotu nově zformovaných kontaktů po zahoření. Touto metodikou byla stanovena elektrická vodivost kontaktní vrstvy $\sigma_{kon} = 0,65 \text{ MS/m}$. Dále pak na základě Wiedemann-Franzova zákona, popisujícího přibližný vztah mezi tepelnou a elektrickou vodivostí materiálu v závislosti na jeho teplotě, byla dopočítána přibližná vodivost tepelná $\lambda_{kon} = 5 \text{ W/(m.K)}$.

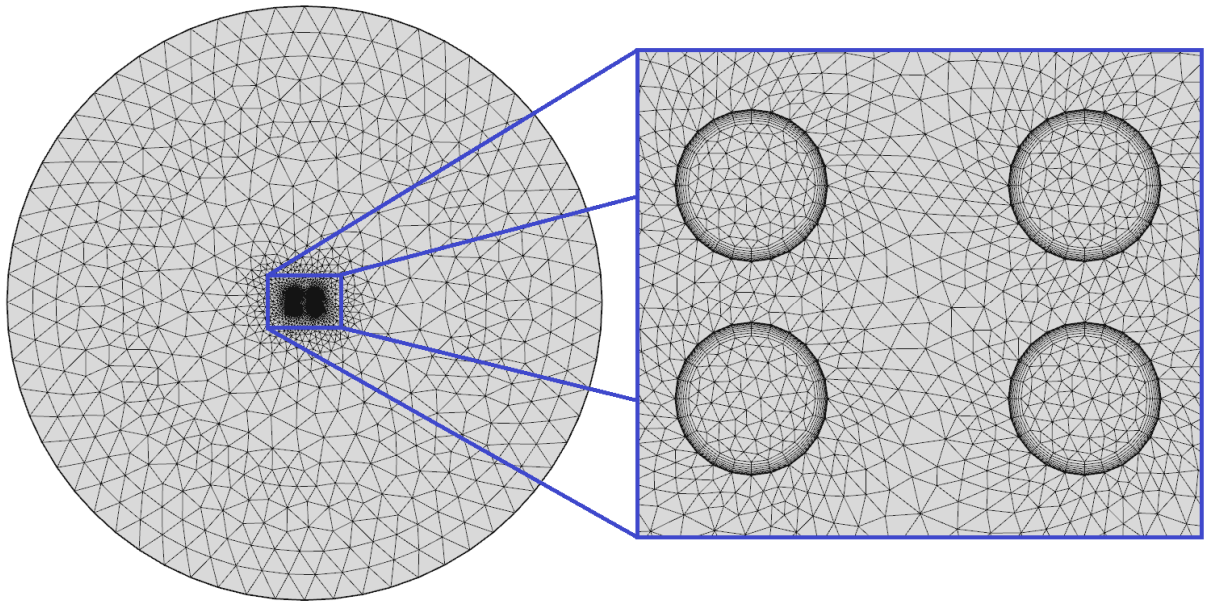


Obr. 10.4. Znárodnění síť úlohy pro srovnání kvality kontaktní vrstvy; horní část představuje přípojniový pár s kontaktní vrstvou, dolní část pak stejně dlouhý segment přípojniovce.

10.2. Ohřev průchodem proudu

Ohřev spojek průchodem elektrického proudu byl modelován zjednodušeným způsobem odpovídající toku stejnosměrného proudu za současného navýšení odporu modelovaných částí tak, aby respektovaly vliv elektromagnetických interakcí podél proudovodné dráhy. Jako jediné slabé místo se ukázaly lanové spojovací vodiče. Na rozdíl od přípojniových trubek, kde je zanedbatelné zhuštění proudu na povrchu vodiče, bylo nutné v případě hliníkových lan analyzovat vliv jevu blízkosti a povrchového jevu (skin and proximity effects).

Pro tuto analýzu byla vytvořena planární 2D úloha podle geometrické konfigurace hliníkových lan. Na Obr. 10.5 je zobrazena síť této úlohy vytvořená s důrazem na detail povrchových vrstev. Cíl výpočtů představovala integrace Jouleových ztrát při průchodu proudu 50 Hz dle rovnice (10.3) a jejich následné porovnání se ztrátami v jednom samotném vodiči zatíženého stejnosměrným proudem. Výsledkem poměru těchto dvou hodnot získáme koeficient zhuštění (10.4), který určuje násobek navýšení resistivity materiálu hliníkových lan. Úloha byla počítána podle rovnice (10.5) za užití magnetického potenciálu A , jehož rozložení respektoje i indukované proudy. Rovnice (10.6) pak vyjadřuje Dirichletovu podmínku nulového magnetického potenciálu na okraji úlohy.



Obr. 10.5. Síť úlohy pro výpočet koeficientu AC odporu lan vlivem skin a proximity efektu.

$$P_{AC} = \int_S \rho |J_n|^2 dS \quad (10.3)$$

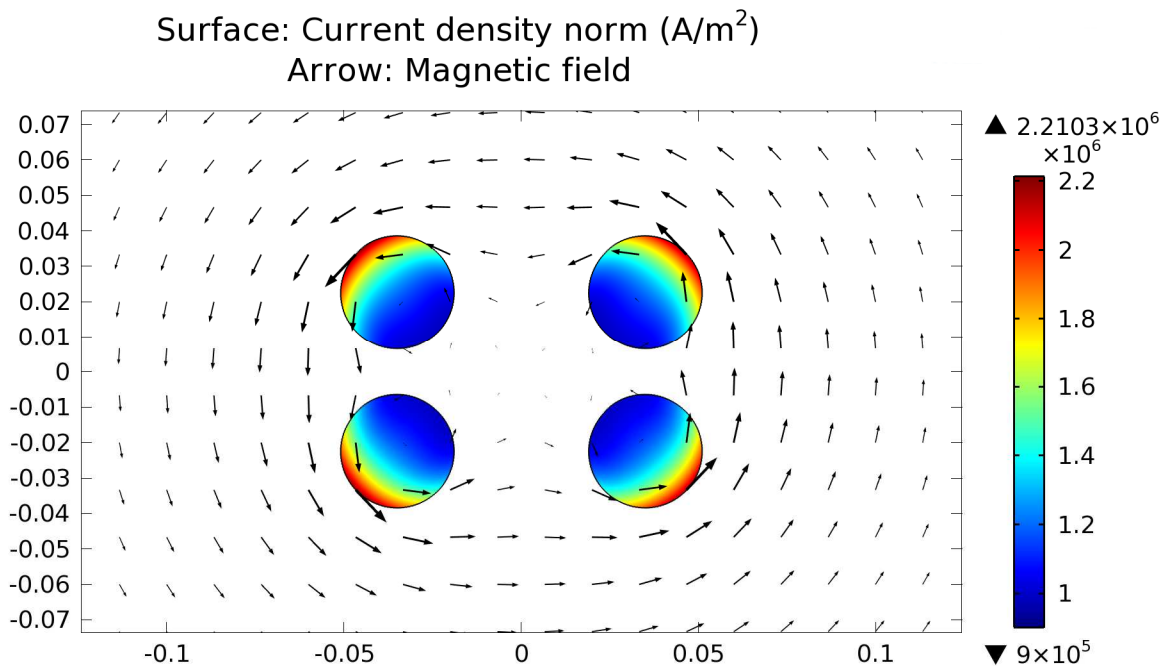
$$k_{AC} = \frac{P_{AC}}{R_{DC} I^2} \quad (10.4)$$

$$\Delta \mathbf{A} = \sigma \mu \nabla \varphi + j \omega \mu \mathbf{A} - \mu \mathbf{J}_e \quad (10.5)$$

$$\mathbf{n} \times \mathbf{A} = \mathbf{n} \times \mathbf{A}_0 \quad (10.6)$$

Výsledek simulace je zobrazen na Obr. 10.6, kde je znázorněno rozložení proudové hustoty a velikosti a směru magnetického pole. Z obrázku je patrná koncentrace elektrického proudu na pomyslném obvodu lanových spojek. Integrace Joulevých ztrát a jejich srovnání s průchodem stejnosměrného proudu dala za výsledek rozdíl 7,64 %, takže koeficient zhuštění dosahuje hodnoty $k_{AC} = 1,0764$.

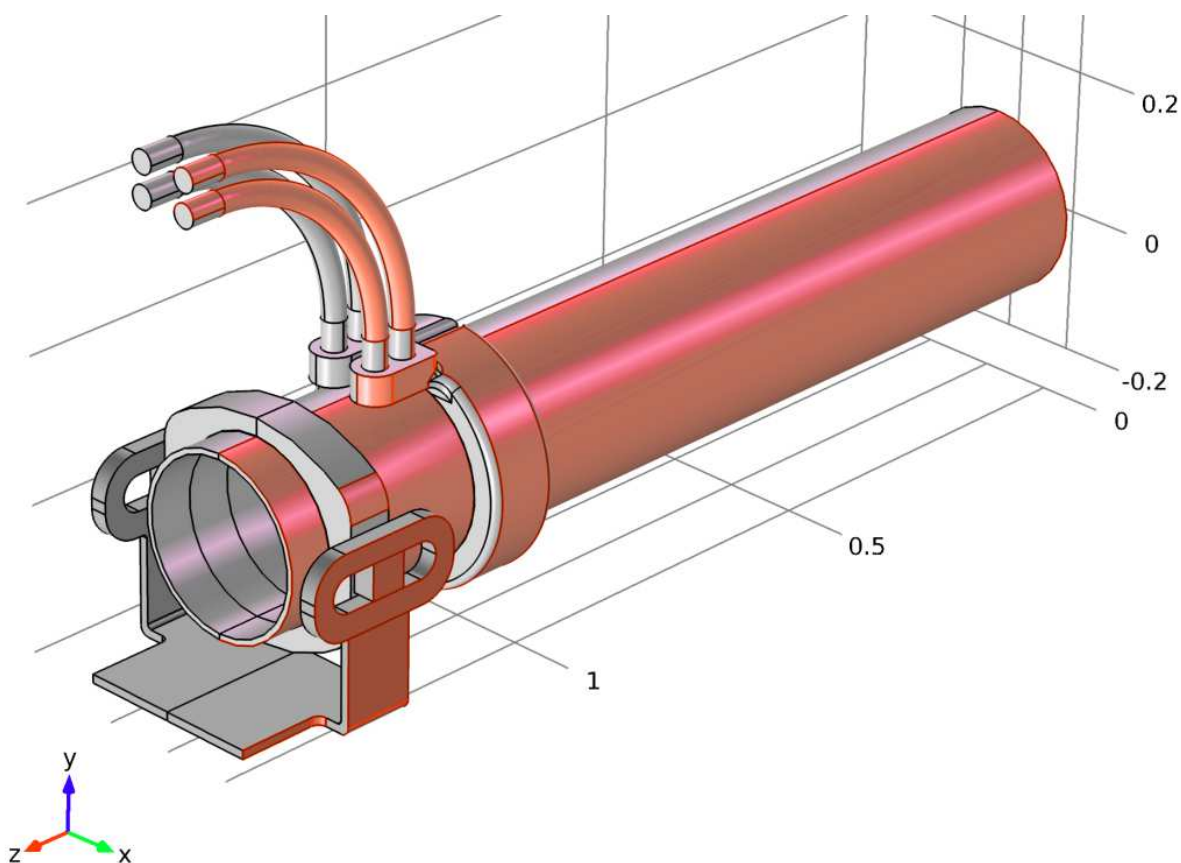
Elektrická vodivost všech hliníkových částí je nastavena jako $\sigma_{Al} = 37,3 \text{ MS/m}$ při 20 °C a odpovídajícím poklesu vlivem zvýšené teploty. Obdobně je nastavena tepelná vodivost $\lambda_{Al} = 236 \text{ W/(m.K)}$.



Obr. 10.6. Rozložení proudové hustoty uvnitř lanových spojek přípojníc; zhuštění proudu je patrné na vnějších stranách vlivem skin a proximity efektu, šipky znázorňují intenzitu a směr magnetického pole.

10.3. Ohřev slunečním zářením

Ohřev vlivem absorpce slunečního záření je vyjádřen vztahem (8.3), kdy závisí na absorptivitě povrchu a jeho kolmé ploše vůči slunečním paprskům a intenzitě dopadajícího slunečního záření. Pro účely výpočtu byly nastaveny okrajové podmínky úlohy simulující tepelný tok ze slunečních paprsků podle Obr. 10.7.



Obr. 10.7. Červeně zvýrazněné plochy představují okrajové podmínky ekvivalentní tepelnému toku ze slunečního záření.

10.4. Ochlazování zářením

Odvod tepla sáláním je v modelu řešen pomocí okrajové podmínky (8.8), která je aplikována na všechny povrchy, jejichž normála směřuje volně do okolního prostoru. Protože je téměř celý povrch částí spojkového systému exponován do okolí a sálání nepředstavuje hlavní složku odvodu tepla, nebylo nutné řešit detailně tzv. „view factor analysis“, jak bylo potvrzeno v práci Aleše Boublíka [37], kterou jsem vedl. Tato metoda sleduje trasu vyzařovaných paprsků a hodnotí míru předaného tepla sáláním mezi jednotlivými částmi podle vzdálenosti a vzájemné orientace normálových ploch povrchových elementů.

10.5. Ochlazování prouděním

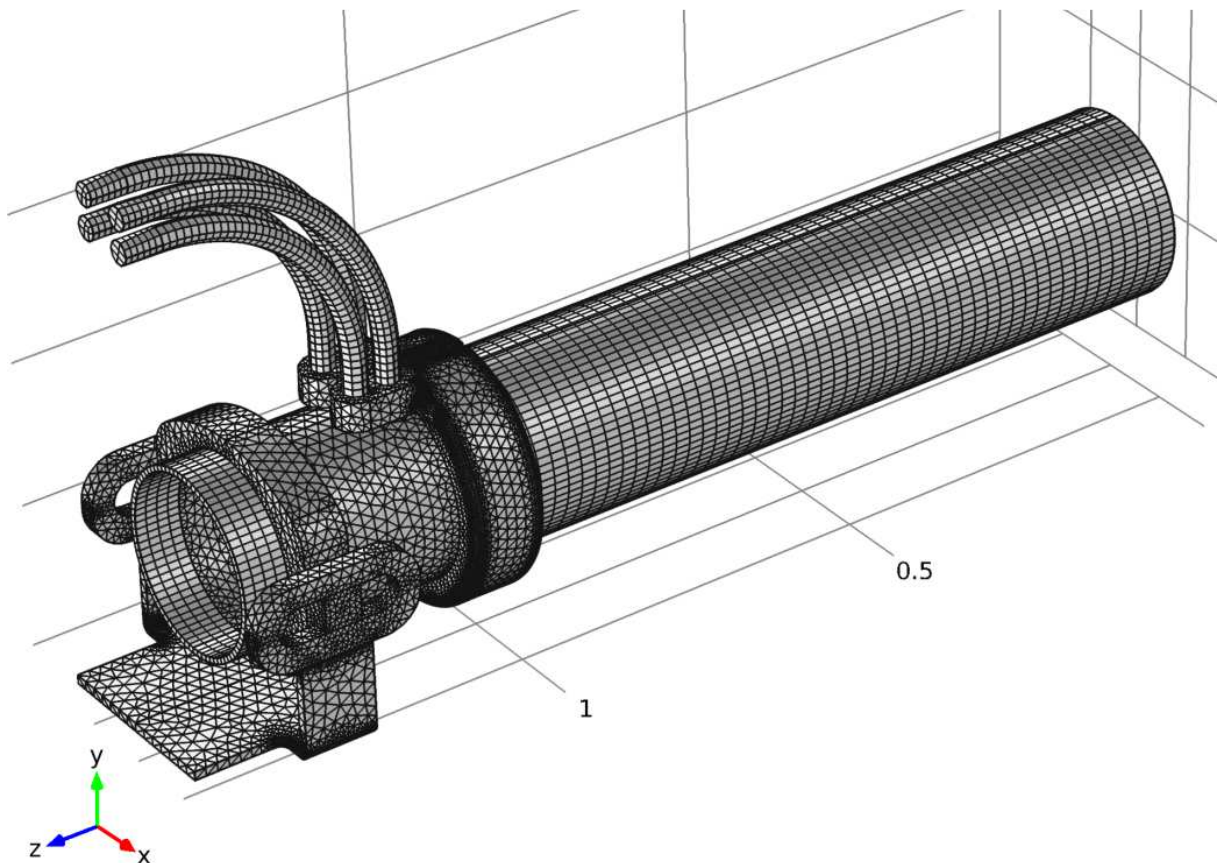
Jako další okrajové podmínky úlohy byly nastaveny povrchy s rozličnými koeficienty přestupu tepla α_c podle svých charakteristických rozměrů, v tomto případě ekvivalentním průměrem na základě geometrické podobnosti s válcovým tělesem. Přestup tepla prouděním z modelu do okolí je vyjádřen rovnicí (8.10), kdy koeficient přestupu tepla je vypočten zahrnutím rov-

nic (8.11) až (8.20) převzatých z [27] při uvažování teplotně závislých parametrů mezní vrstvy. Vliv natočení směru větru o 45° vůči pomyslné kolmici k podélné ose trubkových přípojníc zahrnuje vztah (10.7).

$$Nu_{45^\circ} = 0,8 \cdot Nu \quad (10.7)$$

10.6. Výpočet ohřevu přípojniových spojek metodou konečných prvků

Úloha byla řešena jako silně sdružený nelineární problém zahrnující výpočet tepelného (10.8) a proudového pole (10.9). Jako zastavovací podmínka konvergence byl nastaven odhad chyby modelu na $\varepsilon = 0,001$. Model byl diskretizován podle sítě na Obr. 10.8 ve variantě s trubkovou přípojnící o tloušťce 8 mm a obdobně ve druhé variantě s tloušťkou 6 mm. Ampacita soustavy přípojniových spojek byla řešena iterativně s ohledem na maximální teplotu kteréhokoliv místa modelu, která nesměla překročit povolenou teplotu 90°C s maximální odchylkou 1°C .



Obr. 10.8. Síť symetrického modelu spojkové soustavy se skládá z 122 220 elementů představujících 532 460 stupňů volnosti.

$$-\nabla \cdot (\lambda \nabla T) = Q \quad (10.8)$$

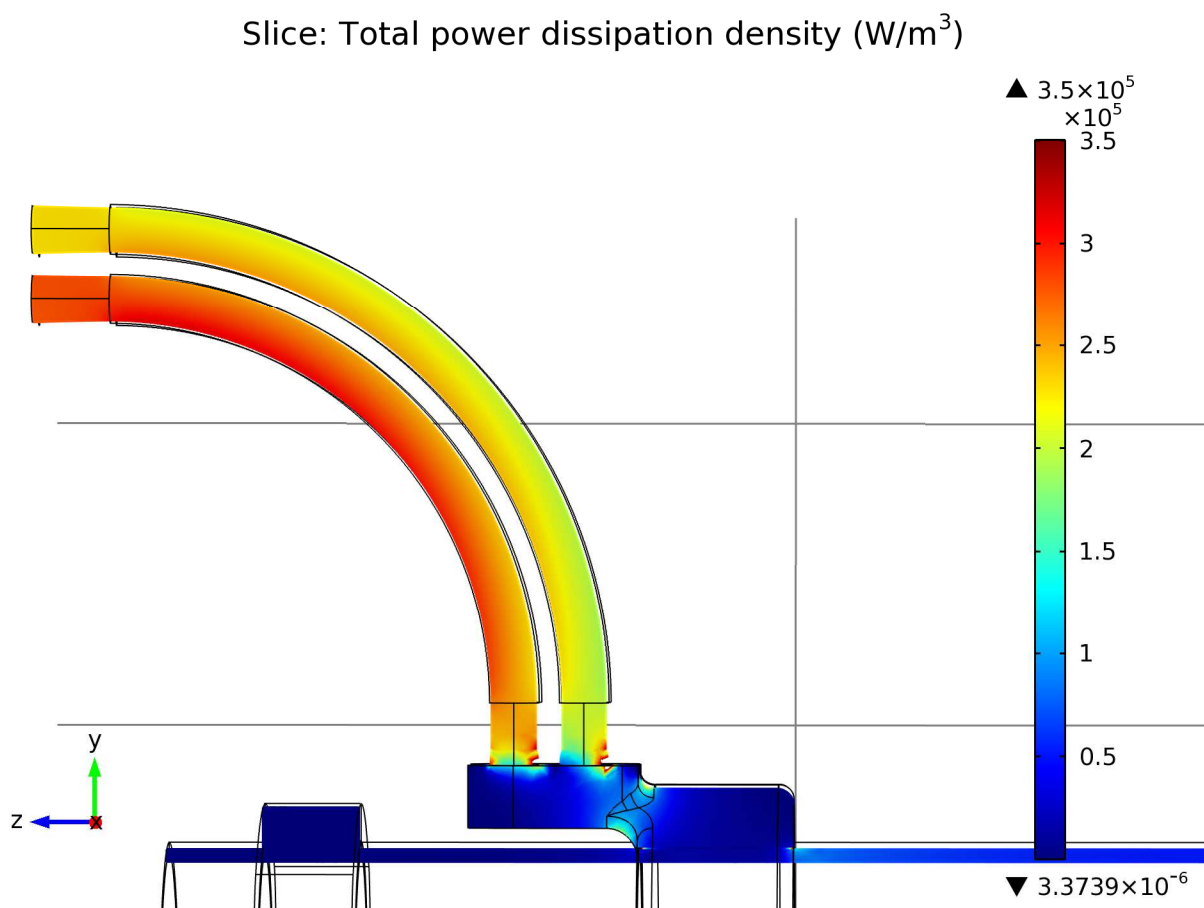
$\lambda [W/(m.K)]$ – tepelná vodivost, $T [K]$ – teplota, $Q [W]$ – tepelný zdroj

$$-\nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi) = Q \quad (10.9)$$

$\sigma [W/(m.K)]$ – elektrická vodivost, $\varphi [V]$ – elektrický potenciál

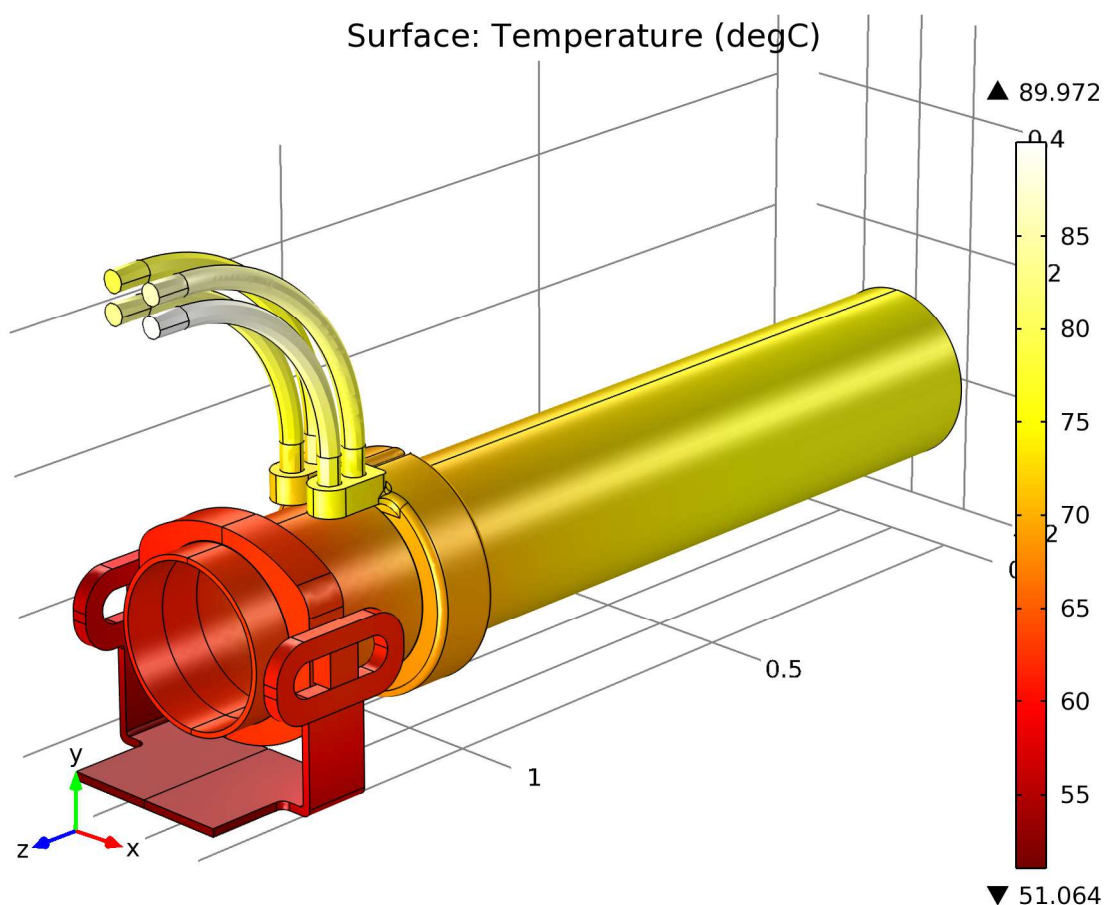
10.7. Varianta trubková přípojnice o tloušťce 8 mm

Výsledky výpočtů v případě trubkové přípojnice o tloušťce 8 mm ukázalo, že největší tepelné ztráty se vyvíjejí v lanových spojkách tak, jak je znázorněno na Obr. 10.9. Navíc je patrné, že více je zatěžováno vždy vnitřní lano kvůli nižšímu elektrickému odporu. Ohřev spojek kontaktní vrstvou není pozorovatelný z důvodu masivnosti provedení, protože vzniklé teplo je snadno odvedeno kondukcí mimo vlastní kontaktní rozhraní a předáno do okolí.



Obr. 10.9. Řez napříč spojkou zobrazuje množství Jouleových ztrát způsobených průchodem proudu napříč modelovanou soustavou přípojnicových spojek.

Rozložení teploty podél spojkového systému je vidět na Obr. 10.10 pro variantu „den“, tj. navíc při ohřevu slunečním zářením. Nejvyšší teplotu ukazuje model na vrcholu pomyslného oblouku, který tvoří hliníková lana, směrem k ukotvení na trubkovou přípojnici se teplota snižuje vlivem chlazení tepelnou kondukcí. Maximální rozdíl teplot mezi sluncem ozářenými a zastíněnými lany se pohybuje v rozsahu 10 – 15 °C, naproti tomu u trubkové přípojnice činí rozdíl mezi osvětlenou a zastíněnou plochou 2 – 3 °C. Z rozložení teplot je dále patrný fakt, že kvůli masivnosti spojek se odvádí teplo i z nejbližšího okolí trubek a v ideálním stavu kontaktů by teplota měla být nižší než u trubek v dostatečné vzdálenosti.



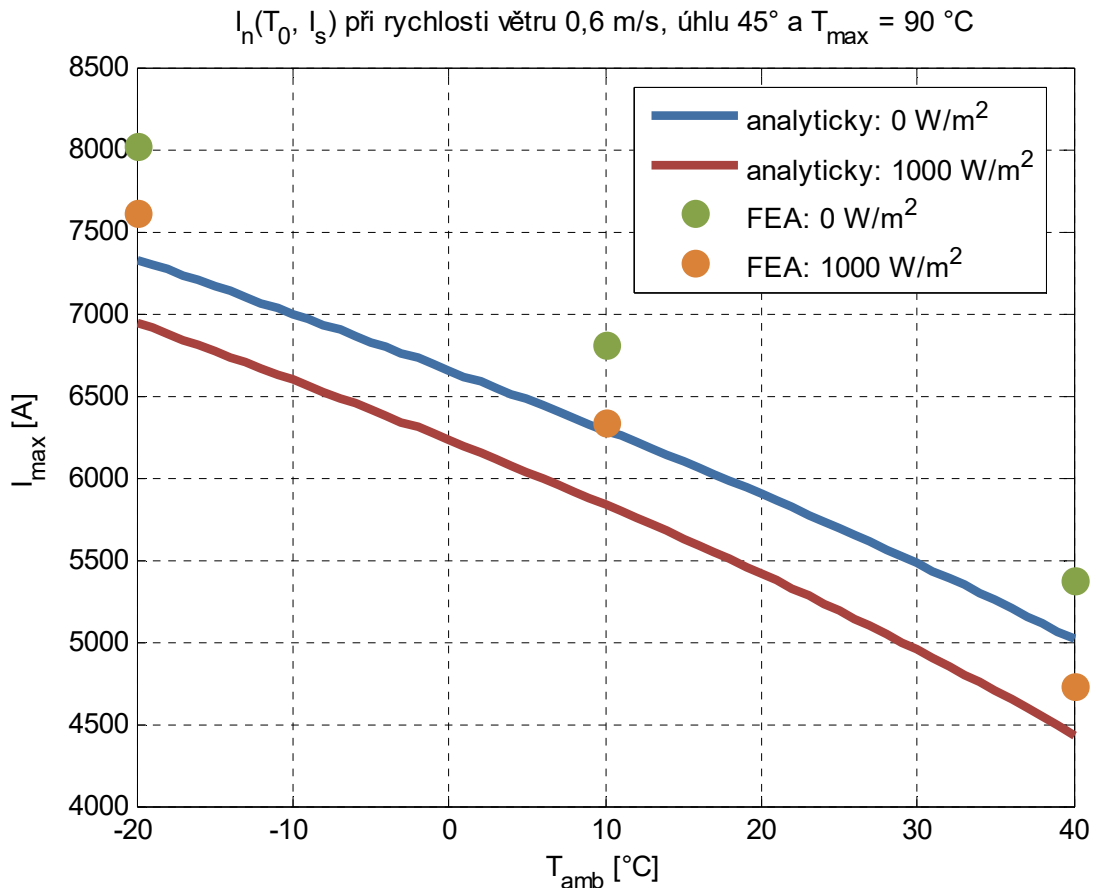
Obr. 10.10. Rozložení povrchových teplot modelu při zatížení 4736 A během dne; nejvíce tepelně namáhaný prvek sestavy představuje vnitřní lano navíc tepelně zatížené ohřevem slunečního záření.

Výsledky maximálního dovoleného proudu – ampacity systému lanových spojek jsou uvedeny pro FEA v Tab. 10.1. Z údajů je zřejmé, že obdržené hodnoty ampacity jsou za standardních podmínek téměř o 20 % vyšší, než je výrobcem udaná mez 4000 A. V případě srovnání modelu konečných prvků s ideálním nekonečně dlouhým lanem (Obr. 10.11) vychází ampaci-

ta pro případ komplexního modelu o téměř 10 % vyšší, a to především vlivem odvodu tepla kondukcí z lan do trubek a jeho předání okolí.

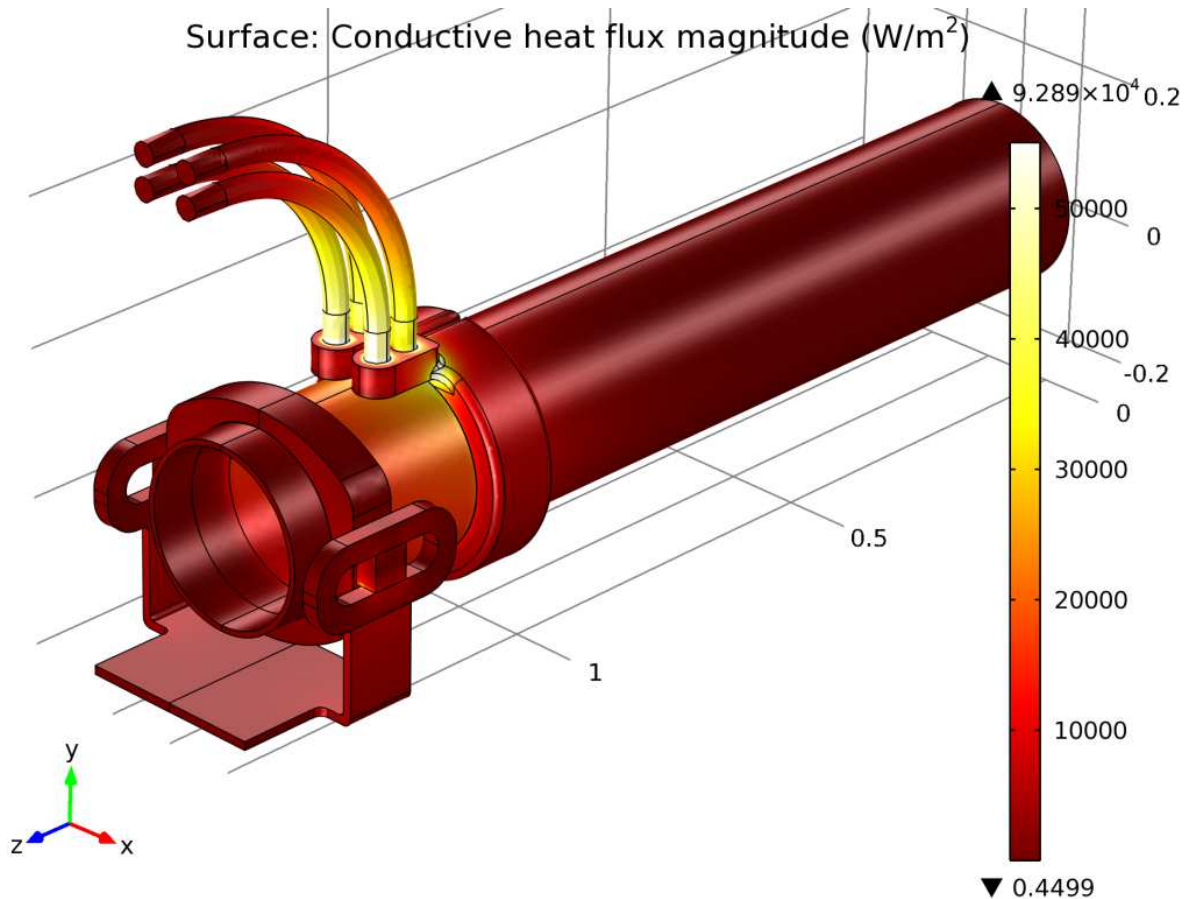
Tab. 10.1. Ampacita systému přípojnicových spojek při zadaných podmínkách okolí.

Sluneční záření	1000 W/m ² (den)			0 W/m ² (noc)		
Teplota okolí	-20 °C	10 °C	40 °C	-20 °C	10 °C	40 °C
Ampacita	7612 A	6330 A	4736 A	8016 A	6810 A	5373 A



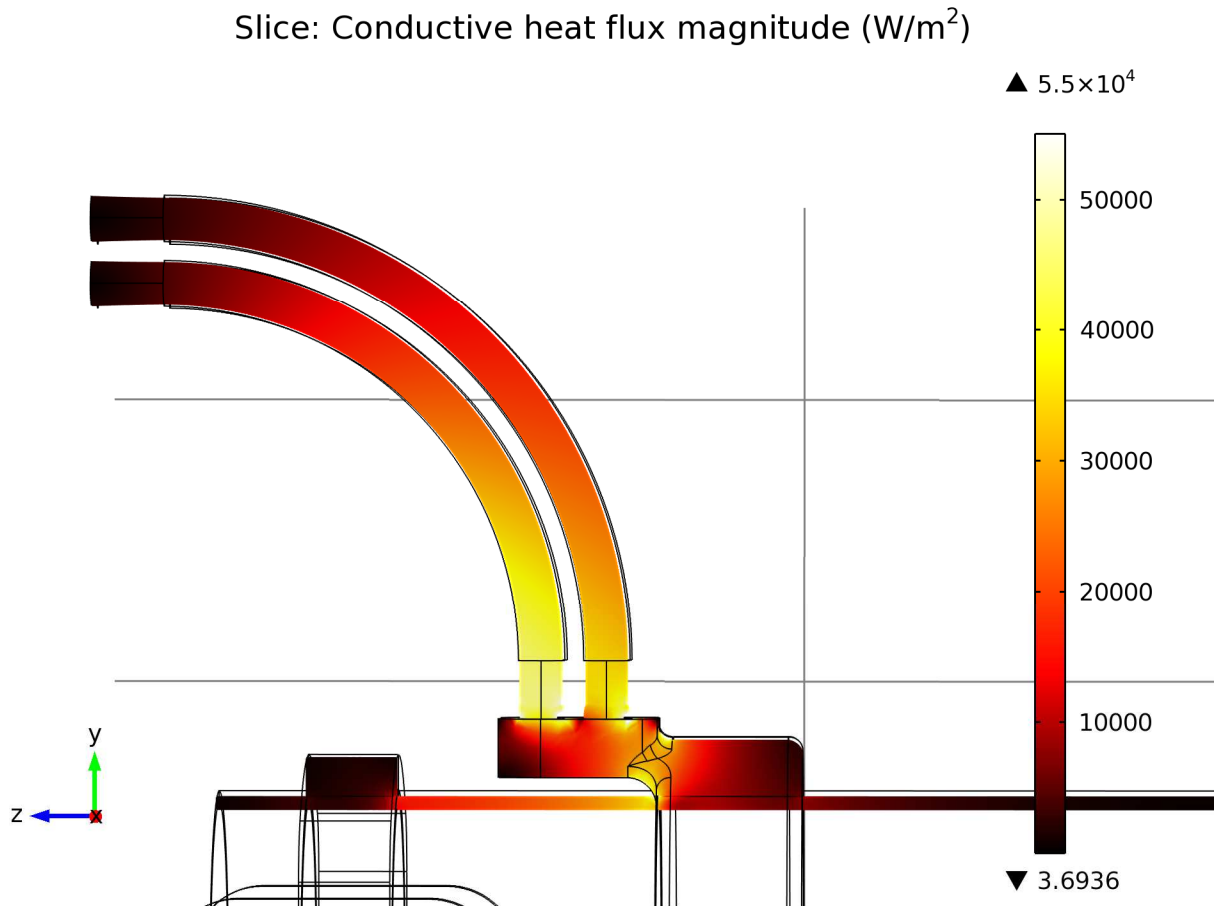
Obr. 10.11. Srovnání ampacity pro případ nekonečně dlouhého vodiče (analytický výpočet) a analýzy metodou konečných prvků při ukotvení do přípojnicové objímky (FEA) při různém ohřevu slunečním zářením.

Míra tepelného toku odváděného z lan do objímky a následně do trubky je znázorněna na Obr. 10.12 a v řezu na Obr. 10.13. Z obrázků je patrné, že část trubky mezi objímkou s lany a úchytkou samotné trubkové přípojnice slouží jako chladič celé soustavy, a to díky tomu, že není proudově namáhána.



Obr. 10.12. Znárodnění tepelného toku na povrchu modelu; nejsvětější místa znázorňují největší míru odvádění tepla kondukcí mimo proudovodnou dráhu a efektivnější chlazení.

Byl sledován i vliv ocelové podstavy na odvod tepla z přípojníc z důvodu zjednodušení provedení úchytů. Při odejmutí podstavy z modelu byla pozorována zvýšení teploty z 90,05 °C při plné sestavě na 90,446 °C v případě bez chlazení podstavou. Vzhledem ke skutečnosti, že dilatační spojka je kulatého profilu a nedoléhá tak plnou plochou k úchytnému oku jako v případě modelu, je možné usoudit, že vliv podstavy na výslednou ampacitu sestavy je zanedbatelný.



Obr. 10.13. Řez zachycuje míru tepelného toku napříč přípojnicovou spojkou; nejsvětlejší místa ukazují na největší podíl chlazení vedením tepla.

10.7.1. Vliv kontaktů

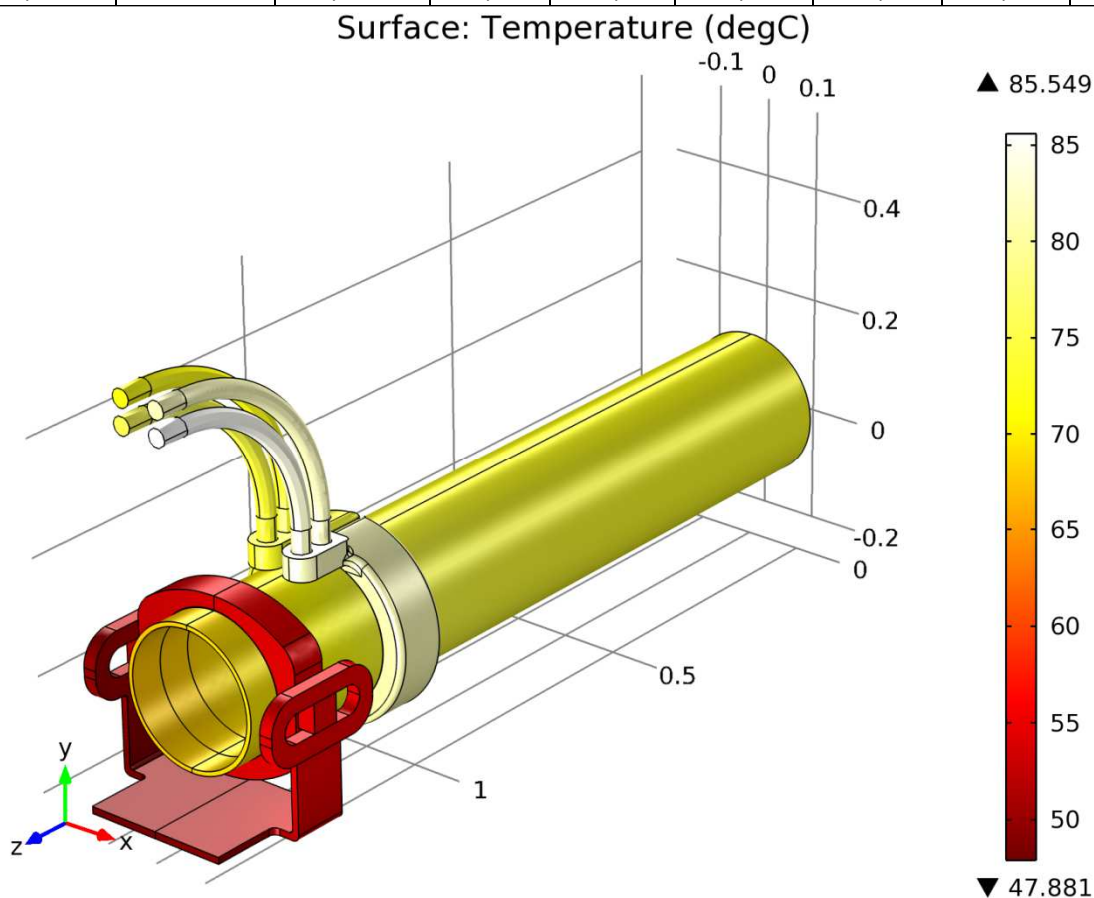
Vzhledem k faktu, že nebylo možné žádným způsobem stanovit přesné parametry kontaktních ploch, byla zvolená hodnota koeficientu kvality kontaktů podrobena citlivostní analýze. Tab. 10.2 ukazuje vliv změny kvality kontaktů pro tři již napočítané varianty v „noci“. Elektrická a tepelná vodivost kontaktní vrstvy se měnila o řád a následně se dopočítal výsledný koeficient kvality kontaktů a maximální teplota celé spojkové soustavy. V případě, kdy se koeficient kvality kontaktů k_0 zvýší na hodnotu 5,31, je pozorovatelný nárůst vlivu ohřevu kontaktů na celý systém. Jednak dojde k omezení odvodu tepla kondukcí z lan do trubek a zároveň se z místa kontaktů začne teplo šířit do okolních částí a ztelně je zahřívát.

Na Obr. 10.14 je znázorněno rozložení teplot napříč kontaktním systémem při jmenovitém zatížení a při ohřevu slunečním zářením. Kontaktní vrstva zde byla zvolena tak, aby odpovídala koeficientu kvality $k_0 = 20$, který definuje kontakty v pokročilém stádiu degradace. Z obrázku je patrné, že při zvýšeném ohřevu spojek kontaktní vrstvou objímka přestává fun-

govat jako chladič a naopak sama se stává bodem s nejvyšší teplotou celého systému. Výhoda masivnosti spojky na celkovou trvanlivost systému před degradací kontaktů pak přináší i nevýhodu v podobě nutnosti pravidelné diagnostiky kontaktních systémů. V případě pokročilé degradace, kdy kontaktní vrstva stárne mnohem rychleji, se totiž při kontrole termovizí nemusí vůbec projevit snadno pozorovatelný gradient teplot a signalizovat tak špatný stav kontaktů.

Tab. 10.2. Citlivostní analýza vlivu tepelné a elektrické vodivosti kontaktní vrstvy na maximální teplotu spojek.

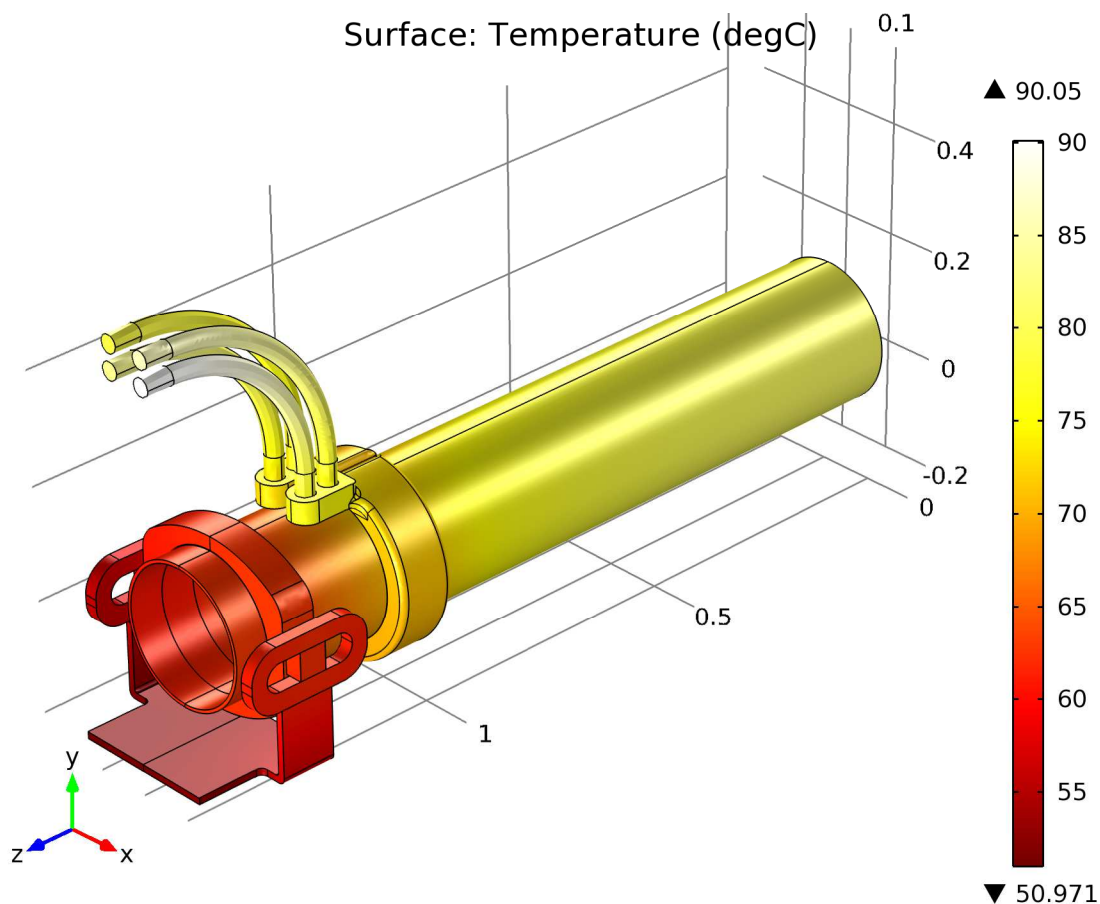
varianta			noc, -20 °C (8016 A) Tmax [°C]		noc, 10 °C (6810 A) Tmax [°C]		noc, 40 °C (5373 A) Tmax [°C]	
k_0	λ_{kon} [W/(m.K)]	σ_{kon} [S/m]						
5,31	0,05	6,5e3	106,78	$\Delta 16,11$	101,09	$\Delta 10,59$	96,35	$\Delta 6,07$
1,12	0,5	6,5e4	92,71	$\Delta 2,04$	91,84	$\Delta 1,34$	91,02	$\Delta 0,74$
0,66	5	6,5e5	90,67		90,50		90,28	
0,56	50	6,5e6	89,28	$\Delta -1,39$	89,57	$\Delta -0,93$	89,71	$\Delta -0,57$



Obr. 10.14. Rozložení teploty na povrchu spojek při kvalitě kontaktů $k_0 = 20$ a jmenovitém zatížení 4000 A ve dne.

10.8. Varianta trubková přípojnice o tloušťce 6 mm

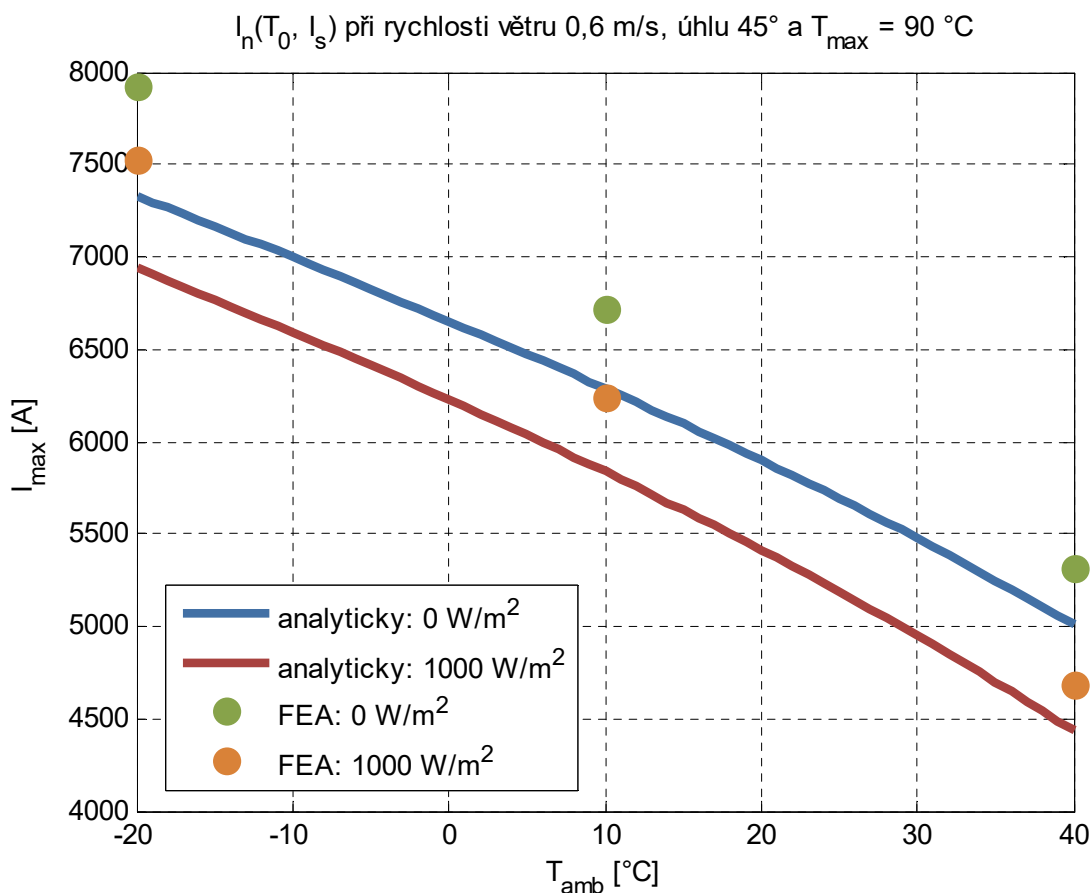
Všechny předchozí výpočty byly provedeny i pro variantu sestavy s trubkovou přípojnící o tloušťce 6 mm. Z příložených obrázků Obr. 10.15 a Obr. 10.16 a tabulek Tab. 10.3 a Tab. 10.4 je patrné, že rozdíl mezi variantami trubkových přípojníc o tloušťce 6 a 8 mm není pro jmenovité zatížení výrazný.



Obr. 10.15. Rozložení teploty na povrchu modelu.

Tab. 10.3. Ampacita systému přípojnicových spojek při zadaných podmínkách okolí.

Sluneční záření	1000 W/m ² (den)			0 W/m ² (noc)		
	-20 °C	10 °C	40 °C	-20 °C	10 °C	40 °C
Ampacita	7523 A	6245 A	4690 A	7920 A	6720 A	5315 A



Obr. 10.16. Srovnání ampacity pro případ nekonečně dlouhého vodiče (analytický výpočet) a analýzy metodou konečných prvků při ukotvení do přípojnícové objímky (FEA) při různém ohřevu slunečním zářením.

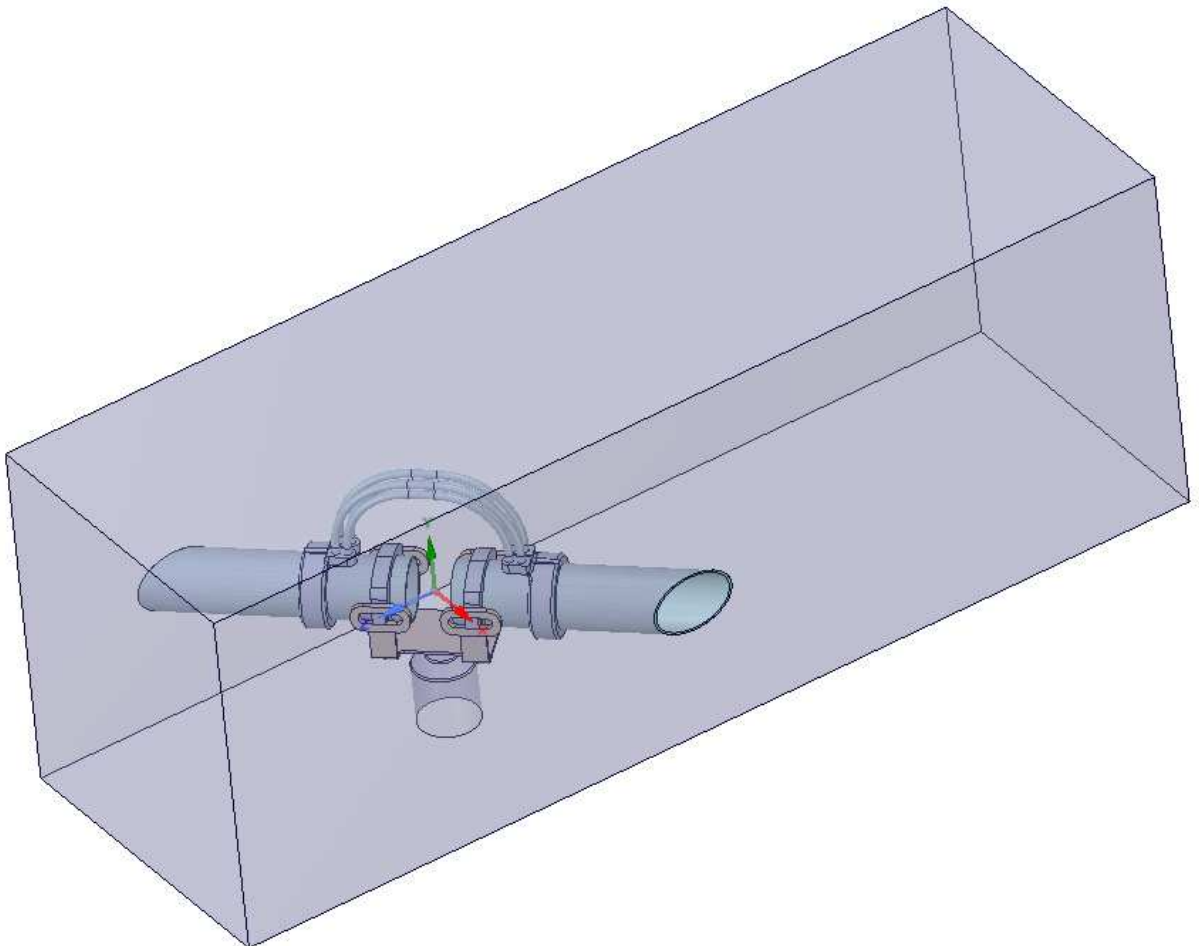
10.8.1. Vliv kontaktů

Tab. 10.4. Citlivostní analýza vlivu tepelné a elektrické vodivosti kontaktní vrstvy na maximální teplotu spojek

varianta			noc, -20 °C (7920 A) T_{max} [°C]		noc, 10 °C (6720 A) T_{max} [°C]		noc, 40 °C (5315 A) T_{max} [°C]	
k_0	λ_{kon} [W/(m.K)]	σ_{kon} [S/m]						
5,31	0,05	6,5e3	105,30	$\Delta 15,25$	100,06	$\Delta 10,08$	95,88	$\Delta 5,81$
1,12	0,5	6,5e4	92,50	$\Delta 2,45$	91,62	$\Delta 1,64$	91,01	$\Delta 0,94$
0,66	5	6,5e5	90,05	/	89,98	/	90,07	/
0,56	50	6,5e6	89,36	$\Delta -0,69$	89,54	$\Delta -0,44$	89,82	$\Delta -0,25$

10.9. Verifikace výpočtů ohřevu spojek pomocí CFD

Computational Fluid Dynamics (CFD) umožňuje numericky analyzovat pohyb tekutin. Základní vektorové rovnice jsou známé více než 150 let a jsou označovány jako Navier-Stokes, díky nimž je možné popsat pohyb viskózních, tepelně vodivých tekutin. Představují výsledek po aplikaci Newtonova pohybového zákona na element tekutiny, jinými slovy rovnice hybnosti. Dále jsou doplněny zákonem zachování hmoty a energie – rovnice kontinuity a energetické bilance. V případě inženýrských aplikací ale není možné N-S rovnice řešit přímo a přistupuje se k průměrování (Reynolds/Favre). Detailní pozadí celé problematiky je možné nalézt na webu [38] nebo v příslušné literatuře [39] a nebudou dále rozváděny, protože nepředstavují hlavní náplň této práce.



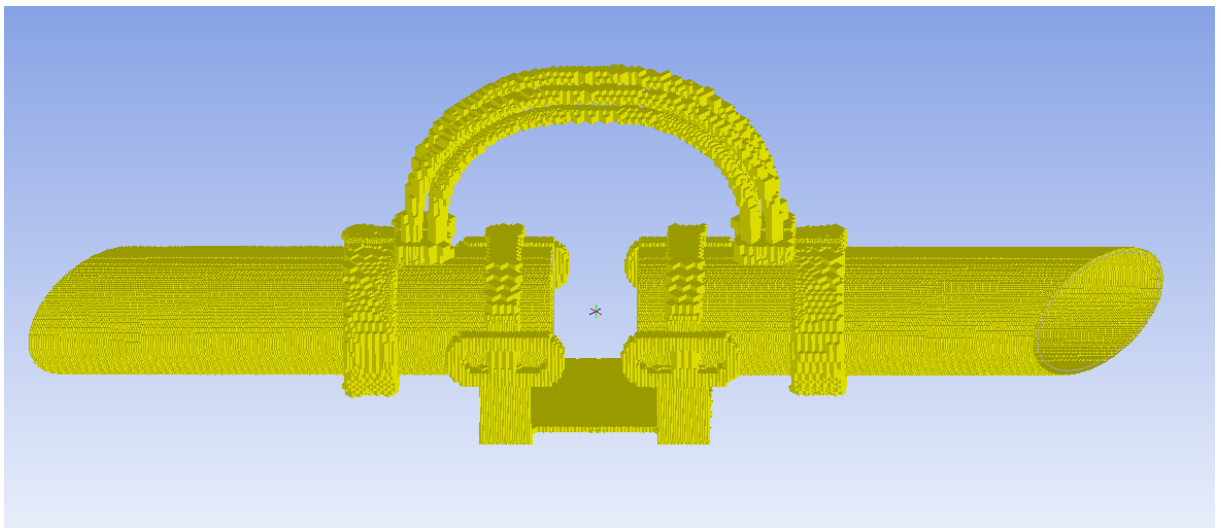
Obr. 10.17. Geometrie spojek včetně okolního objemu pro výpočet CFD.

K přistoupení verifikace pomocí CFD bylo rozhodnuto na základě faktu, že nebylo k dispozici srovnávací měření teploty spojek při odpovídajícím zatížení. Vzhledem ke komplexnější geometrii celého ústrojí lze považovat kontrolu výsledků analytickými výpočty za nedostatečnou

a pouze orientační. CFD modely umožňují detailní analýzu ochlazování prouděním i radiací, a proto představují vhodnou alternativu k měření [40, 41].

Stávající geometrický model přípojnicových spojek jsem upravil a rozšířil o objem okolního vzduchu tak, abych minimalizoval vliv rozměrů objemu na výsledek, jak je vidět na Obr. 10.17. Následně jsem pro samotný výpočet použil CFD software ANSYS Icepak, který je původně určen pro rychlé tepelné analýzy elektronických zařízení, nicméně s výhodou je možné jej použít i v jiných oblastech proudění a přestupu tepla. Svým přístupem se jedná o software, který se snaží minimalizovat nároky kladené na uživatele za současné maximalizace robustnosti. Tento přístup však přináší i některá omezení.

Úloha byla pojata jako validace výsledků dosažených simulací v Comsolu, a to pro variantu noc při zatížení 5373 A. Tepelné ztráty tak byly modelovány jako výkonový zdroj, jehož hodnota vycházela z integrovaných Jouleových ztrát pro každou doménu z předešlé úlohy. Jako okolní podmínky byly nastaveny následující parametry: teplota okolního vzduchu 40 °C a rychlost proudění 0,6 m/s pod úhlem 45° vůči podélné ose modelu. Stěna kolmá k podélné ose vzduchového objemu blíže ke spojkám byla nastavena jako „inlet“, ostatní stěny jako „opening“, aby mohlo docházet k přísávání vzduchu z prostoru mimo počítaný objem.



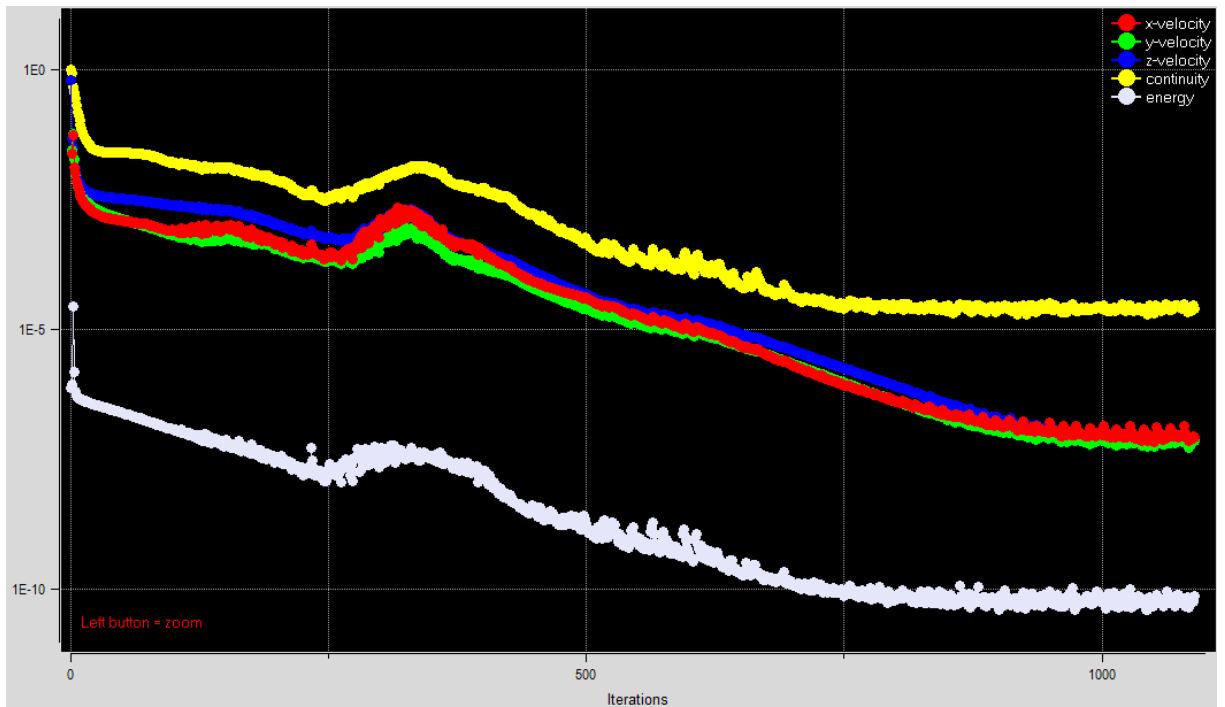
Obr. 10.18. Povrchová síť pevných částí modelu v Icepaku.

Největší úskalí představovalo vygenerování sítě. Icepak je zaměřen především na jednoduché geometrické modely a komplikovanější, zejména CAD, geometrie dovoluje síťovat pouze Hex-Dominantními elementy. Vzhledem k nespolehlivosti výsledků z generátoru, jsem přistoupil na tzv. stair-stepped formu sítě (kartézskou), která představuje zjednodušené řešení,

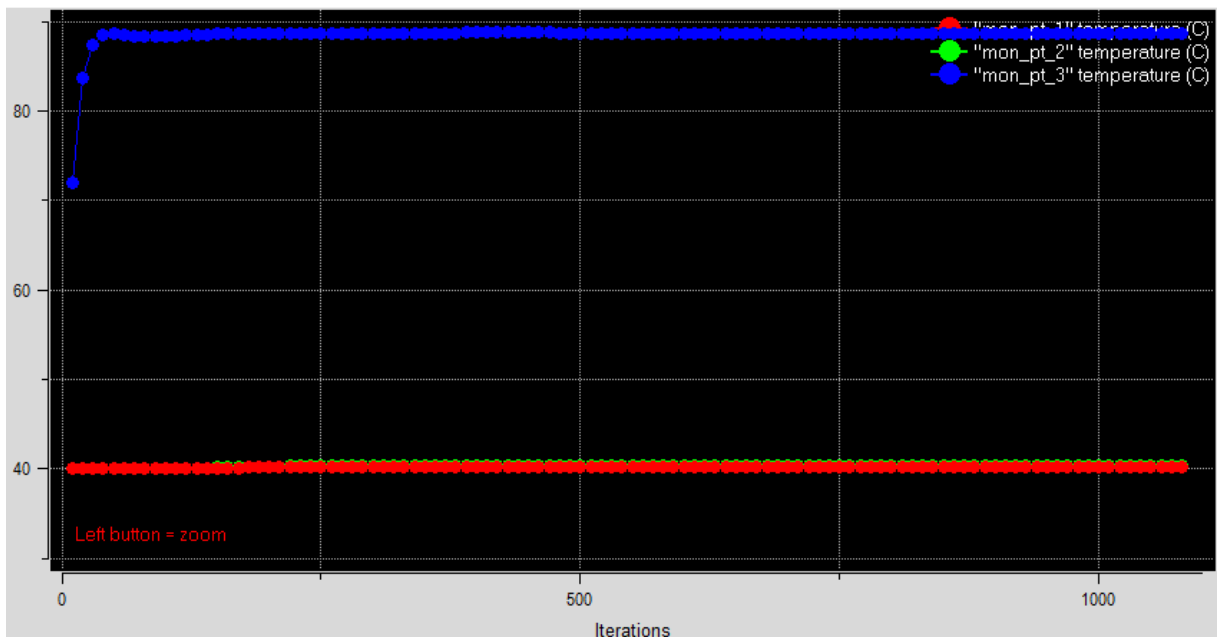
avšak velmi robustní, jak je uvedeno např. v [42, 43]. Elementy jsou v tomto případě tvořeny pouze ortogonálními šestistěny, takže kvalita a zkosení elementů zde dosahují ideálních hodnot. Na druhou stranu, aby bylo dosaženo potřebného zachycení modelované geometrie, je nutno šestistěny škálovat podobným způsobem jako rasterizace bitmapové grafiky. Tento způsob síťování musí ale být podporován a rozhraní řešeno solverem (Fluent), který pak do počítává chování mezní vrstvy na geometrickém rozhraní na základě vytvořené hrubé sítě. Na Obr. 10.18 je vidět diskretizovaný povrch po vytvoření sítě.

Při výpočtu bylo uvažováno nucené i přirozené proudění. Za tímto účelem bylo nutné řešit sdruženě výpočetní pole proudění a energetické bilance, kvůli předpokládanému vlivu vztlakových sil na výsledek. Vztlak byl řešen Boussinesq modelem, který je vhodný právě na nízké rozdíly teplot mezi tělesem a okolní tekutinou. Vzduch má parametry ideálního plynu. Sálání je řešeno metodou ray-tracingu, která je v Icepaku nejpřesnější dostupná.

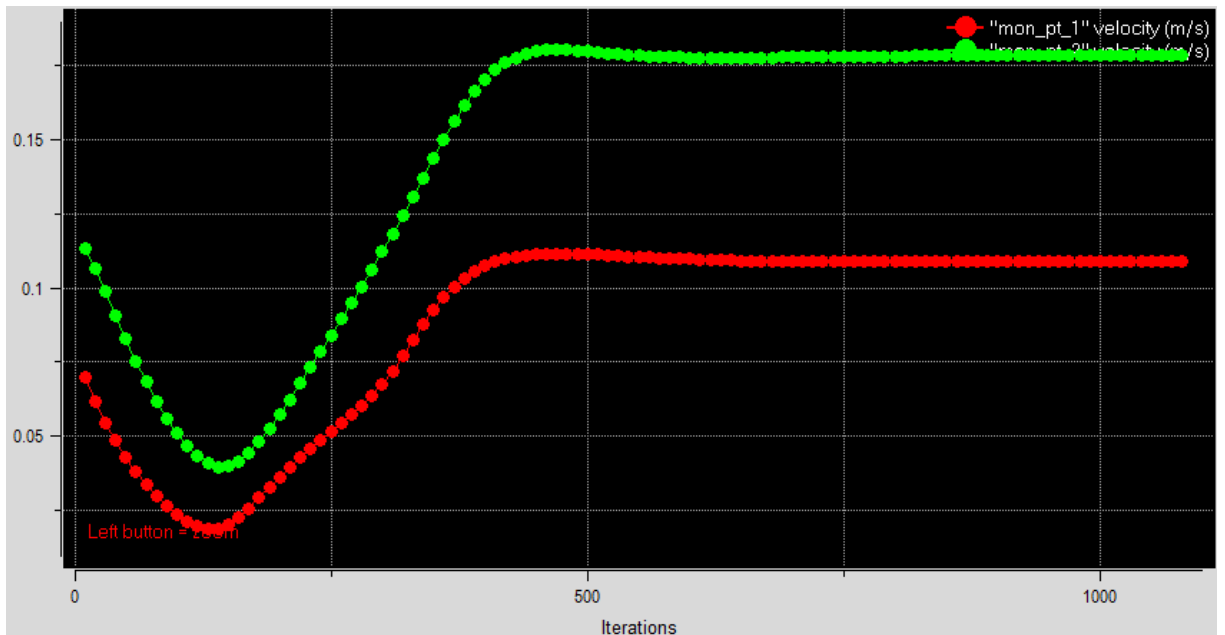
Jako solver jsem použil Zero-Equation turbulentní model, který je znám též jako algebraický. Na takto řešené síti bohužel nebylo možné použít některý z pokročilých solverů jako $k-\varepsilon$ nebo $k-\omega$ z důvodu neuspokojivé konvergence řešení. Přesto při použití algebraického modelu residua kontinuity (rozdílu tlaků mezi konečnými objemy) klesla přibližně k hodnotě $1e-5$. Následně již výpočet více nekonvergoval, jak je vidět na Obr. 10.19. Monitorování teplot (Obr. 10.20) a proudění (Obr. 10.21) umístěné „ve stínu“ překážky ve směru proudění a teploty v nejvyšším místě ohybu lanové spojky se před ukončením výpočtu ustálily natolik, že s dalšími iteracemi se jejich hodnota měnila jen zanedbatelně.



Obr. 10.19. Průběh reziduí kontinuity, rychlostí a energie – vývoj velikosti chyby podle hodnoty iterace výpočtu.

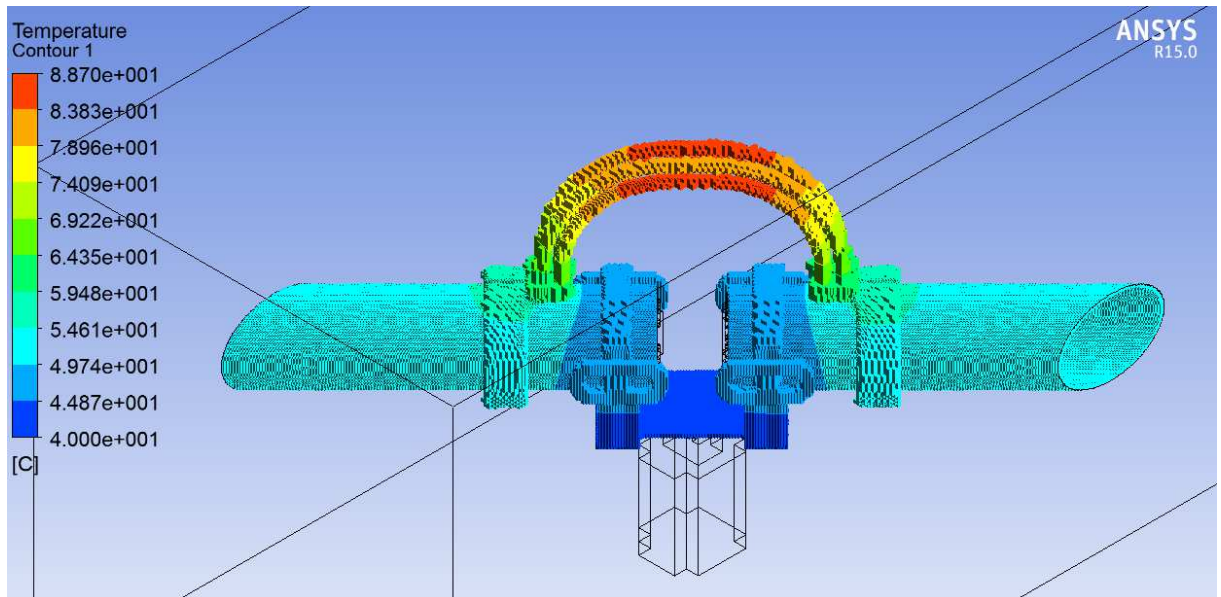


Obr. 10.20. Průběh monitorů teploty v kritických bodech – modrá křivka představuje teplotu na vrcholu spojkových lan, další křivky pak teploty vzduchu.



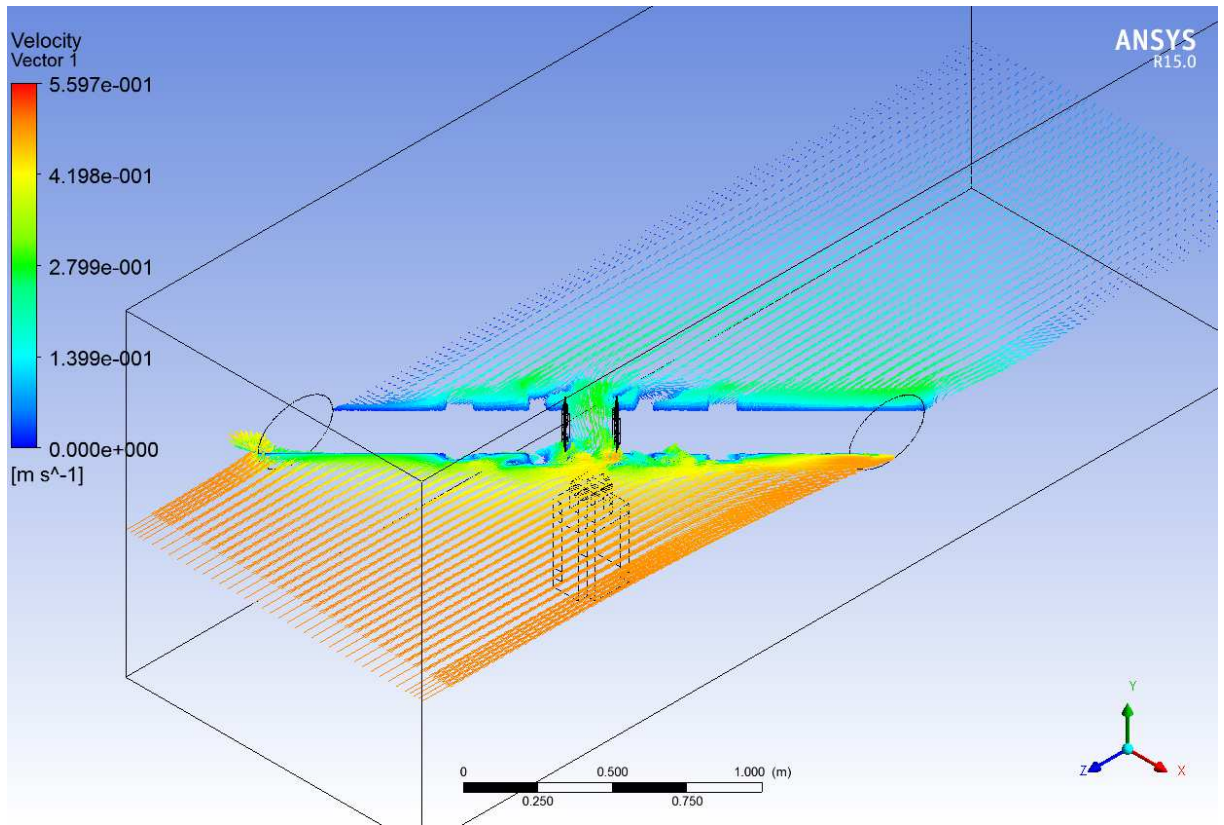
Obr. 10.21. Průběh monitorů rychlosti proudění ve stejných bodech jako na Obr. 10.20.

Na Obr. 10.22 je vidět výsledné teplotní pole napříč spojovým tělesem. Rozložení teplot odpovídá výpočtům v Comsolu s tím rozdílem, že je patrný vliv oslabení ochlazování prouděním na hliníková lana, která jsou v druhé řadě v zákrytu, kdy je teplota o několik stupňů vyšší.

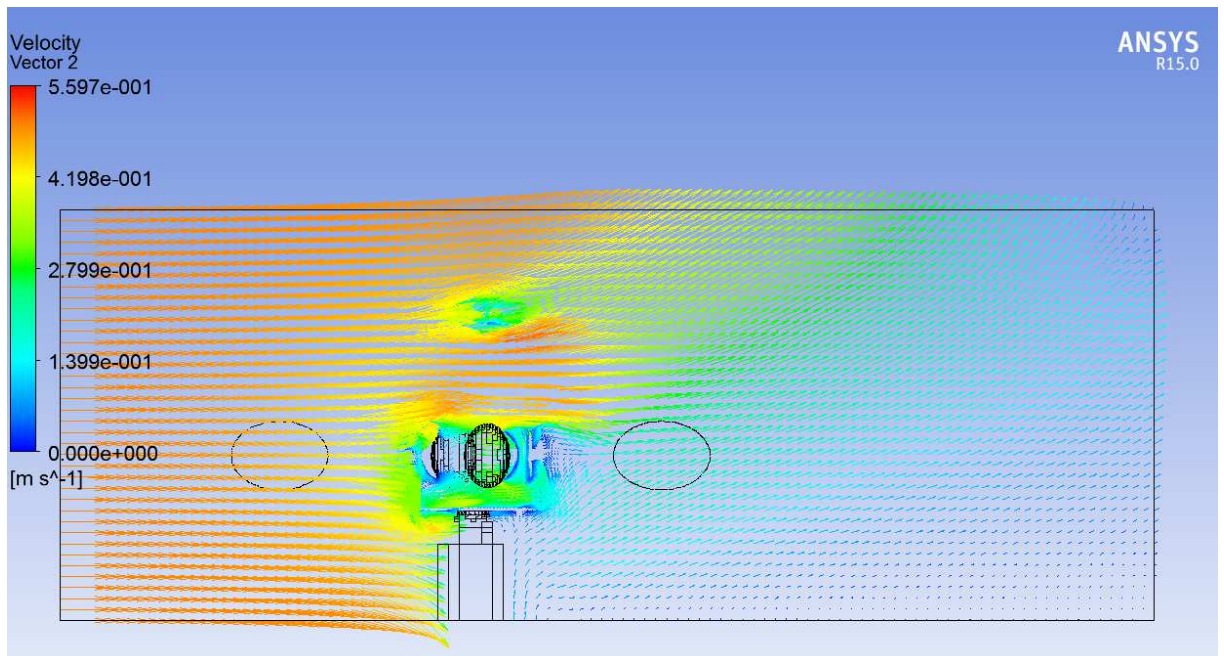


Obr. 10.22. Povrchový graf teploty na sestavě spojek.

Na následujících obrázcích Obr. 10.23 a Obr. 10.24 jsou znázorněny řezy rychlostními poli proudění. Oba obrázky ukazují, že se jedná o velmi turbulentní pole s relativně vysokými změnami v rychlostech proudění. Tento poznatek je velmi užitečný z hlediska očekávaného ochlazování, jehož účinek je díky turbulencím zesilován.



Obr. 10.23. Vektorový graf rychlosti proudění na podélném řezu středem úlohy ve směru proudění.



Obr. 10.24. Vektorový graf rychlosti proudění v podélném bočním řezu úlohou.

10.10. Závěr

Studie zaměřená na zhodnocení vlivu dynamického zatěžování na lanové spojky trubkových přípojníc byla provedena za využití trojrozměrného modelu vybrané sestavy a srovnána s analytickým výpočtem maximální proudové zatížitelnosti a následně konfrontována s CFD modelem vybraných variant. Tento model byl úměrně zjednodušen a diskretizován pro výpočty pomocí metody konečných prvků. Analyzovaný model byl řešen jako silně sdružený s nelineárními parametry, které byly implementovány jako teplotně závislé (elektrická a tepelná vodivost, ochlazování prouděním...). Výsledky výpočtů přinesly několik závěrů.

Maximální trvalá zatížitelnost spojek při jejich teplotě 90 °C byla zjištěna vyšší než 4500 A za standardních povětrnostních podmínek, což představuje více než 10% rezervu udávanou výrobcem. Tato rezerva je ale pravděpodobně ještě vyšší vzhledem k výsledkům CFD modelu, kdy vlivem turbulencí se přestup tepla dále zvyšuje. Zároveň při extrémně nízké teplotě okolí v zimě je možno spojky zatížit až na dvojnásobek jejich jmenovité hodnoty, a to 8000 A pro obě varianty 6 a 8 mm tlusté trubkové přípojnice. Rozdíl mezi analytickým výpočtem zatížitelnosti nekonečně dlouhého lana oproti FEM modelu při ukotvení do masivní hliníkové objímky je dán zvýšenou chladivostí tepelnou kondukcí mimo proudem zatěžované části.

Vzhledem ke skutečnosti, že nebylo možné stanovit přesnou hodnotu kontaktního odporu, byla zvolena střední hodnota a provedena citlivostní analýza vlivu degradace kontaktů na zvýšení teploty spojek. Za normálního stavu kontaktní vrstvy slouží objímka spojky jako chladič díky její masivnosti a její teplota je nižší než u lanových spojek a i trubkových přípojníc. V případě stavu kontaktů ve fázi urychleného stárnutí ale tato vlastnost přispívá k nejednoznačné diagnostice z důvodu ohřátí objímky na teplotu srovnatelnou s lany, což při relativně nízkém zatížení nemusí být patrné. Z tohoto důvodu by měla být prováděna tepelná diagnostika spojek pravidelně se zvýšenou pozorností, protože v době, kdy ohřev kontaktů způsobí snadno pozorovatelný teplotní gradient, je kontaktní ústrojí zpravidla již na hraně životnosti.

11. Směr dalšího rozvoje práce

Zvolený způsob řešení problému se zaměřuje výlučně na využití fyzikálních modelů chování vodičů linek velmi vysokého napětí. Po vývoji modelu a jeho testování vůči měřením jsem ale objevil spoustu nejistot vedle jinak v průměru obstojné přesnosti. Vlivem koncentrace na hlavní faktory určující výslednou teplotu vodiče a tím i jeho potenciální zatížitelnost bylo současně nutné i další marginální faktory zanedbat kvůli proveditelnosti simulací. Zde se tak otevírá prostor pro vývoj modelů založených na pokročilých stochastických metodách, které jsou schopny obejít složitý a zdlouhavý proces definování parametrů a na základě naměřených dat vytvořit model automaticky. Zde se tak otevírá prostor k vytvoření pokročilých modelů schopných kalibrace v reálném čase, které jsou navíc schopné odhadovat svoji přesnost včetně výhledů do budoucna na základě předpovědi počasí.

12. Přínosy disertační práce

Disertační práce je zaměřena na vývoj a aplikaci metody schopné dynamicky navyšovat maximální zatížitelnost vodičů vedení přenosové soustavy. Tato metoda přináší operátorům možnost řešení mimořádných provozních stavů způsobených náhlými přetoky výkonu a zvýšit tak celkovou bezpečnost dodávky elektrické energie. Práce popisuje teoretické základy i praktickou aplikaci výpočetního modelu, který byl implementován do informačního systému společnosti ČEPS, a.s. a následně validován měřením během tříletého období. Navíc zhodnocení vlivu nového způsobu provozu na vybavení uzlových bodů vedlo k závěru, že metoda nepřináší dodatečné nároky na rozvodny. Na tomto základě byl model shledán použitelným v ostrém provozu k výpočtům předpokládané maximální zatížitelnosti linek přenosové soustavy. Práce probíhala v součinnosti se společností ČEPS, a.s. jakožto zadavatelem projektu a paralelně se společnostmi EGÚ Brno, a.s. a TECHSYS - HW a SW, a.s. Celkový podíl na projektu připadá ze 40 % Západočeské univerzitě (viz příloha „Prohlášení o využití výsledku vývoje“) a dále se rovnoměrně dělí mezi členy řešitelského týmu – Jaroslav Šnajdr, Zdeněk Vostracký a Jan Sedláček.

13. Závěr

V současné době neustále vzrůstá potřeba reagovat na nové situace v přenosové soustavě vzhledem ke změnám v evropském energetickém mixu za poslední roky. Zejména nutnost řešit náhlé mimořádné stavy v síti vyústily ve vývoj a aplikaci metody dynamického zatěžování. Dosud se maximální zatížitelnost linek odvíjela od nejnepříznivější kombinace okolních podmínek, které se ale neustále mění a po většinu času dovolují bezpečně zatížitelnost zvýšit. Tímto způsobem je tedy možné řešit náhlé výkonové přetoky v soustavě, aniž by bylo nutné měnit vybavení jednotlivých linek.

V práci je popsán navržený teoretický model dynamického zatěžování umožňující definovat proudovou zatížitelnost vodiče v závislosti na okolní teplotě a dalších faktorech. Model vychází z metodiky CIGRE a IEEE a jeho výsledky jsou porovnány s naměřenými daty. Pro daná roční období, měsíce, dny i hodiny je pak možné stanovit nejvyšší proudovou zatížitelnost, zpravidla větší o 10 až 50 % (při extrémně nízké teplotě bez vlivu větru) než podle dosavadní normy. Po provedení výpočtů dynamiky tepelného modelu dle vstupních dat včetně následného srovnání s naměřenými teplotami a s přihlédnutím k citlivostní analýze i statistickému vyhodnocení vlivů jsem dospěl k závěru, že významným příspěvkem k nárůstu zatížitelnosti vodičů stačí uvažování teploty okolí a naopak lze zanedbat vlivu proměnlivých parametrů větru (rychlost a směr). Pokud bychom uvažovali statický minimální vítr tak, jak ho definuje norma ČSN EN 50341-3-19, stále je přínos dané technologie k celkové zatížitelnosti dostatečný a bezpečně stabilní zejména mimo nejteplejší měsíce, kdy je nejvíce nárůst ampacity vyžadován.

Vzhledem k hodnotám potenciálního navýšení ampacity bylo nutné dále zohlednit i vliv na uzlové body, a to zejména na lanové přípojnice a lanové spojky trubkových přípojníc. Použitím různých metod simulací jsem vypočetl, že vybavení rozvodných stanic by nemělo být dotčeno díky podobným relativním nárůstům ampacity vlivem změn teploty okolí. V neposlední řadě simulace oteplení lanových spojek přinesla podněty k diagnostice stavu kontaktních ploch termovizním měřením vzhledem k degradaci kontaktů vlivem stárnutí.

14. Citovaná literatura

- [1] Working Group B2/C1.19, „Increasing capacity of overhead transmission lines,“ CIGRE, 2010.
- [2] Z. Vostracký, R. Haller, J. Kožený, J. Sedláček, D. Rot, V. Böhm, J. Šnajdr, A. Krutina, J. Polívka a P. Píclová, „Možnosti proudového zatěžování vedení VVN/ZVN,“ Západočeská univerzita v Plzni, Fakulta elektrotechnická, Plzeň, 2011.
- [3] E. Fernandez, I. Albizu, M. T. Bedialauneta, A. J. Mazon a P. T. Leite, „Dynamic line rating systems for wind power integration,“ v *Power engineering society conference and exposition in Africa*, 2012.
- [4] S. D. Kim a M. M. Morcos, „An application of dynamic thermal line rating control system to up-rate the ampacity of overhead transmission lines,“ *IEEE Transactions on power delivery*, sv. 2, č. 28, pp. 1231-1232, 2013.
- [5] M. Musavi, D. Chamberlain a Q. Li, „Overhead conductor dynamic thermal rating measurement and prediction,“ v *IEEE international conference on smart measurements for future grids*, 2011.
- [6] J. Tlustý a J. Kyncl, „Overhead Line Ampacity,“ *Energetika*, č. 53, pp. 61-63, 2003.
- [7] M. Schmale, R. Puffer a M. Heidemann, „Dynamic ampacity rating of conductor bars in highly loaded substations,“ v *CIREN 2013: 22nd international conference and exhibition on electricity distribution*, Stockholm, 2013.
- [8] RIBE: Ritherm, „Temperature Monitoring and Load Optimization on Overhead Transmission Lines,“ Richard Bergner Elektroarmaturen GmbH & Co. KG, 2007. [Online]. Available: www.ribe.de. [Přístup získán 16. Zář 2010].
- [9] nkt cables, „VALCAP Grid Monitoring and Rating for High Voltage Cables and Overhead Lines,“ nkt cables, 2008. [Online]. Available: www.nktcables.com. [Přístup získán 16. Zář 2010].
- [10] K. M. Klein, P. L. Springer a W. Z. Black, „Real-time ampacity and ground clearance software for integration into smart grid technology,“ v *Power and energy society general meeting*, 2011.
- [11] T. L. Le, M. Negnevitsky a M. Piekutowski, „Expert system application for the loading capability assessment of transmission lines,“ *IEEE Transactions on power systems*, sv. 4, č. 10, pp. 1805-1812, 1995.

- [12] J. Frolec, J. Kyncl a J. Tlustý, „Online Powerline Ampacity Measurement,“ v *Proceedings of the 12th International Scientific Conference Electric Power Engineering 2011*, Ostrava, 2011.
- [13] J. Fu, S. Abdelkader, D. J. Morrow a B. Fox, „Partial least squares modeling for dynamic overhead line ratings,“ v *PowerTech*, Trondheim, 2011.
- [14] J. Fu, D. J. Morrow a S. M. Abdelkader, „Modelling and prediction techniques for dynamic overhead line rating,“ v *Power and energy society general meeting*, 2012.
- [15] J. Zhang, J. Pu, J. D. McCalley, H. Stern a W. A. Gallus, „A Bayesian approach for short-term transmission line thermal overload risk assessment,“ *IEEE Transactions on power delivery*, sv. 3, č. 17, pp. 770-778, 2002.
- [16] K. Wang, G. Sheng a X. Jiang, „Risk assessment of transmission dynamic line rating based on monte carlo,“ v *IEEE Power engineering and automation conference*, 2011.
- [17] Working Group 22.12, „Thermal behaviour of overhead conductors,“ CIGRE, 2002.
- [18] IEEE, „Standard for calculating the current-temperature of bare overhead conductors: IEEE Std 738-2006,“ IEEE, New York, 2007.
- [19] ČSN EN 50341-3-19, „Elektrická venkovní vedení s napětím nad 45 kV AC,“ ČNI, 2003.
- [20] K. Bárta a Z. Vostracký, *Spínací přístroje velmi vysokého napětí*, Praha: Česká matice technická, 1983.
- [21] P. Pytlak, P. Musilek a E. Lozowski, „Precipitation-based conductor cooling model for Dynamic Thermal Rating systems,“ v *Electrical Power & Energy Conference*, Montreal, 2009.
- [22] Working Group B2.12, „Guide for selection of weather parameters for bare overhead conductor rating,“ CIGRE, 2006.
- [23] Stanford University, „AC Transmission Line Losses,“ [Online]. Available: <http://large.stanford.edu/courses/2010/ph240/harting1/>. [Přístup získán 2. Duben 2012].
- [24] J. Rada, *Elektrotepelná technika*, Praha: SNTL, 1985.
- [25] R. D. Rogler, *Infrarotdiagnose an Verbindungen der energetischen Elektrotechnik*, Düsseldorf: VDI Verlag, 1999.

- [26] Z. Vostracký a R. Haller, „Impact of radiation on the thermal behaviour of an overhead line rope,“ v *12th international scientific conference of electric power engineering*, Ostrava, 2011.
- [27] VDI Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, VDI Heat Atlas, Düsseldorf: VDI Verlag, 2010.
- [28] The Engineering Toolbox, „Air Properties,“ The Engineering Toolbox, 2012. [Online]. Available: http://www.engineeringtoolbox.com/air-properties-d_156.html. [Přístup získán 16. Leden 2012].
- [29] FJFI, „Numerické metody,“ 2011. [Online]. Available: http://xuv.kfe.fjfi.cvut.cz/mediawiki/index.php/Cvičení_Numerické_metody_-_Chyby. [Přístup získán 5. Říjen 2011].
- [30] WWU Münster, „Runge-Kutta Methods,“ WWU Münster, Münster, 2011.
- [31] M. Feistauer, „Základy numerické matematiky,“ MFF Univerzity Karlovy v Praze, Praha, 2009.
- [32] V. Morgan, „The radial temperature distribution and effective radial thermal conductivity in bare solid and stranded conductors,“ *IEEE Transactions on Power Delivery*, sv. 5, č. 3, pp. 1443-1452, 1990.
- [33] Mathworks, „Matlab Product Help,“ Mathworks, 2012.
- [34] F. Blumenroth, H. Löbl, S. Grossmann, R. Puffer a D. Hussels, „Ageing of high current joints in power transmission and distribution systems,“ v *CIGRE 19th Int. Conf. on Electricity Distribution*, Vídeň, 2007.
- [35] R. Bergmann, H. Löbl, H. Böhme a S. Grossmann, „Model to assess the reliability of electrical joints,“ v *IEEE Conference on Joints with the 18th International Conference on Electrical Contacts*, Chicago, 1996.
- [36] P. Slade, *Electrical contacts: principles and applications*, CRC Press, 2013.
- [37] A. Boublík, *Vliv dynamického zatěžování na spojky přípojníc*, Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni - Fakulta elektrotechnická, 2015.
- [38] CFD Online, [Online]. Available: <http://www.cfd-online.com>. [Přístup získán 3. Leden 2015].
- [39] C. Hirsch, *Numerical Computation of Internal and External Flows: The Fundamentals of*

Computational Fluid Dynamics, Butterworth-Heinemann, 2007.

- [40] V. Goga, J. Paulech a M. Váry, „Cooling of electrical Cu conductor with PVC insulation - analytical numerical and fluid flow solution,“ *Journal of Electrical Engineering*, sv. 2, č. 64, pp. 92-99, 2013.
- [41] M. Váry, V. Goga a J. Paulech, „Experimental, analytical and computational approaches to bare electric wire loading characteristics,“ *Electrotechnica, Electronica, Automatica*, sv. 3, č. 60, pp. 14-21, 2012.
- [42] Y. K. Lee, H. Vardhan a H. Ghazialam, „Mesh Generation of Large Size Industrial CFD Applications using a Cartesian Grid based Shrink Wrap approach,“ ANSYS, 2007.
- [43] T. Ishida, S. Takahashi a K. Nakahashi, „Efficient Cartesian Mesh Approach for Flow Computations around Moving and Deforming Bodies,“ v *19th AIAA Computational Fluid Dynamics*, San Antonio, 2009.

15. Vlastní publikace

- 1) VOSTRACKÝ, Z., PÍCLOVÁ, P., POLÍVKA, J., ŠNAJDR, J., KRUTINA, A. INCREASING OF TRANSMISSION ABILITY AT HIGH VOLTAGE OVERHEAD LINES AMPACITY MODEL. In *Proceedings of the 12th International Scientific Conference – Electric Power Engineering 2011*. Ostrava: VSB - Technical University of Ostrava, 2011. s. 53-56. ISBN: 978-80-248-2393-5
- 2) VOSTRACKÝ, Z., PÍCLOVÁ, P., KRUTINA, A., POLÍVKA, J., ŠNAJDR, J., KADERA, M., JIŘÍ, V. Potenciální proudové zatížení přenosového řetězce. In *Proceedings of the 6th International Scientific Symposium on Electrical Power Engineering 2011*. Košice: Equilibria, s. r. o., 2011. s. 92-95. ISBN: 978-80-553-0724-4
- 3) ŠNAJDR, J. Ohřev vodičů přenosových linek v dynamickém režimu. In *Elektrotechnika a informatika 2011. Část třetí. Elektroenergetika*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2011. s. 73-74. ISBN: 978-80-261-0017-1
- 4) ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VOSTRACKÝ, Z. Numerical analyses of disconnector heating. In *Electric Power Engineering 2012 : Proceedings of the 13th International Scientific Conference*. Brno: Brno University of Technology, 2012. s. 861-863. ISBN: 978-80-214-4514-7
- 5) KRUTINA, A., POLÍVKA, J., PÍCLOVÁ, P., ŠNAJDR, J., VOSTRACKÝ, Z., KADERA, M., VELEK, J. Potenciální proudové zatížení přenosového řetězce. In *Proceedings of the 6th International Scientific Symposium on Electrical Power Engineering 2011*. Košice: Technical University, 2011. s. 92-95. ISBN: 978-80-553-0724-4
- 6) ŠNAJDR, J., ELSTNER, V., VOSTRACKÝ, Z. Influence of the regenerative breaking on pantograph thermal balance. In *Proceedings of the 14th International Scientific Conference Electric Power Engineering 2013*. Ostrava: VSB - Technical University, 2013. s. 403-405. ISBN: 978-80-248-2988-3
- 7) ŠNAJDR, J., VOSTRACKÝ, Z., SEDLÁČEK, J. Evaluation of theoretical results of overhead line ampacity model. In *Proceedings of the 7th International Scientific Symposium on Electrical Power Engineering*. Košice: Technical University of Košice, 2013. s. 152-154. ISBN: 978-80-553-1441-9
- 8) BEDRANOWSKY, A., SUMMER, R., ŠNAJDR, J., SINGH, S. Thermal management in the design process of MV GIS. In *IET Conference Publications*. Stockholm: CIREN, 2013. s. 1-4. ISBN: 978-1-84919-732-8
- 9) ŠNAJDR, J. Model radiálního rozložení teploty uvnitř AlFe lana. In *Elektrotechnika a informatika 2013. Část 3., Elektroenergetika*. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2013. s. 33-36. ISBN: 978-80-261-0234-2
- 10) ŠNAJDR, J., LUCÁK, J., VOSTRACKÝ, Z., KOŽENÝ, J. Dynamic rating of supply cables of a stabilizing furnace. In *Proceedings of the 2014 15th International Scientific Conference on Electric Power Engineering*. Brno: Brno University of Technology, 2014. s. 507-510. ISBN: 978-1-4799-3806-3

- 11) ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VOSTRACKÝ, Z. Application of a line ampacity model and its use in transmission lines operations. *Journal of Electrical Engineering - Elektrotechnický časopis*, 2014, roč. 65, č. 4, s. 221-227. ISSN: 1335-3632. IF: 0.539
- 12) VOSTRACKÝ, Z., ŠNAJDR, J. Optimalizace přenosové schopnosti vedení velmi vysokého napětí s využitím tepelného dynamického matematického modelu. In *Zvyšování životnosti komponent energetických zařízení v elektrárnách*. Západočeská univerzita v Plzni, 2014. s. 113-116. ISBN: ISBN 978-80-261-406-3
- 13) ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VOSTRACKÝ, Z., VELEK, J. Studie proudové zatížitelnosti lanových spojek trubkových přípojníc VVN. In *Referáty 18. konference ČK CIREĐ*. Tábor: ČK CIREĐ, 2014. s. 1-7. ISBN: 978-80-905014-3-0
- 14) SINGH, S., HAUCK, R., MONCALEANO, J., ŠNAJDR, J., NOVÁK, P. New computational framework for analysing of short-time withstand current effects in switchgear design. In *IET Conference Publications*. Lyon: CIREĐ, 2015. s. 1-4.
- 15) ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VOSTRACKÝ, Z., VELEK, J. Ampacity of high voltage busbar connections. In *19th International Symposium on High Voltage Engineering*. Plzeň: ISH 2015, 2015. (in press)

16. Ostatní výsledky

- 1) KRUTINA, A., ŠNAJDR, J., VOSTRACKÝ, Z. *Software pro diagnostické testování komponenty řídicího systému ČEPS pro výpočet teploty vedení*. 2011. Software
- 2) VOSTRACKÝ, Z., HALLER, R., KOŽENÝ, J., ŠNAJDR, J., KRUTINA, A., PÍCLOVÁ, P., ROT, D., SEDLÁČEK, J., POLÍVKA, J., BÖHM, V. *Možnosti proudového zatěžování vedení vvn/zvn - I.etapa*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2011. 44 s. Výzkumná zpráva.
- 3) VOSTRACKÝ, Z., HALLER, R., KOŽENÝ, J., SEDLÁČEK, J., ROT, D., ŠNAJDR, J., KRUTINA, A., POLÍVKA, J., PÍCLOVÁ, P., VÁCLAV, B. *Možnosti proudového zatěžování vedení vvn/zvn - II.etapa*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2011. 27 s. Výzkumná zpráva.
- 4) VOSTRACKÝ, Z., HALLER, R., SEDLÁČEK, J., ŠNAJDR, J., KRUTINA, A. *Implementace dynamické zatížitelnosti vedení do podoby DLL*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2011. 9 s. Výzkumná zpráva.
- 5) ŠNAJDR, J., VOSTRACKÝ, Z., SEDLÁČEK, J. *Studie možnosti proudového zatěžování přípojníc VVN*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2012. 17 s. Výzkumná zpráva.
- 6) ŠNAJDR, J. *Ohřev materiálu proměnlivého průřezu dynamickým proudovým zatížením*. Plzeň: 2012, 53 s. Práce ke státní doktorské zkoušce.
- 7) VOSTRACKÝ, Z., ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VELEK, J. HV overhead lines ampacity models and the possibility of their use. In *CIGRE*. Paris: 2012. Doplňující návrh k příspěvku.
- 8) ŠNAJDR, J., VOSTRACKÝ, Z. *Dynamické zatěžování linek VVN a měření teplot*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2013. 12 s. Výzkumná zpráva.
- 9) KRUTINA, A., BARTOVSKÝ, J., ŠNAJDR, J. *Zařízení pro komunikaci po silovém vedení a řízení injektáže*. 2013. Funkční vzorek.

- 10) ŠNAJDR, J., ŠMÍDL, V., VOSTRACKÝ, Z. *Studie statistického průběhu ročního vývoje průměrných teplot a z toho vyplývajících zatížitelností zařízení PS*. Plzeň: ČEPS, a.s., 2014. Výzkumná zpráva.
- 11) ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J., VOSTRACKÝ, Z. *Studie proudové zatížitelnosti lanových a trubkových přípojníc v rozvodnách*. ČEPS a. s., 2014. Výzkumná zpráva.
- 12) KRUTINA, A., BARTOVSKÝ, J., ŠNAJDR, J. *Vazební prvek NN a VN na bázi rogowskiho cívky v planárním uspořádání*. 2014. Funkční vzorek.
- 13) VOSTRACKÝ, Z., ŠNAJDR, J., SEDLÁČEK, J. *Model dynamické proudové zatížitelnosti (ampacity) vedení přenosové soustavy VVN*. 2014. Výzkumná zpráva.

17. Přílohy

A. Prohlášení o využití výsledku vývoje



Západočeská univerzita v Plzni
Fakulta elektrotechnická
Univerzitní 26
306 14 Plzeň
IČO: 49777513

V Plzni dne 19. 02. 2015

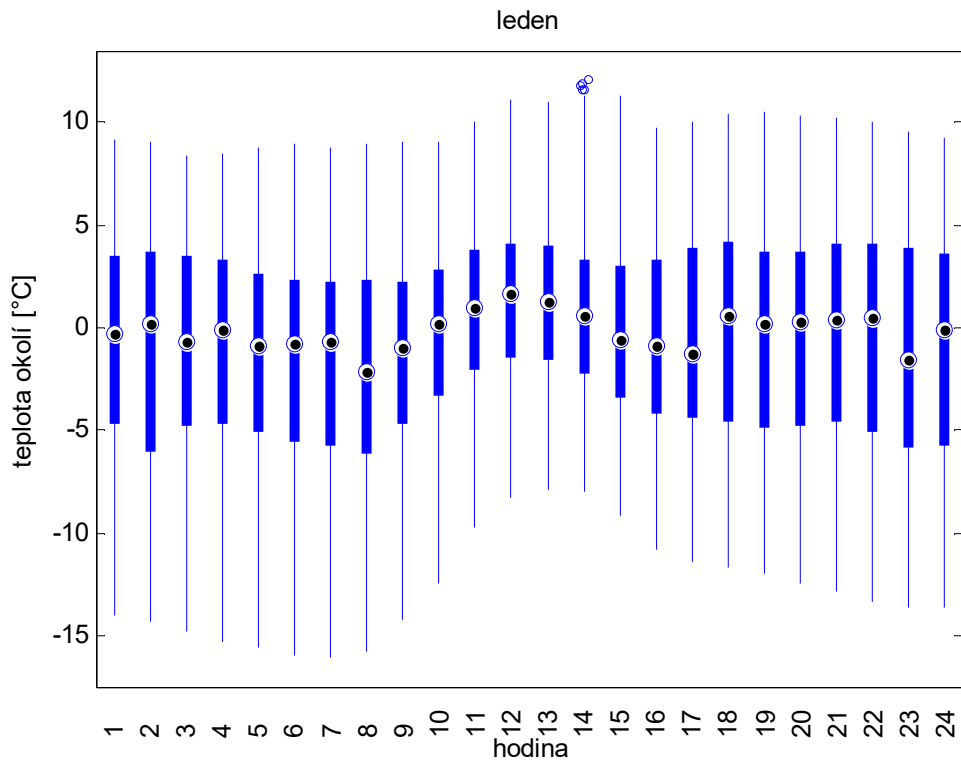
Předmět: Prohlášení o využití výsledku vývoje

Prohlašujeme, že na základě smluvního výzkumu byl Západočeskou univerzitou, Fakultou elektrotechnickou (tým vedl prof. Vostracký) v průběhu od r. 2010 do r. 2014 vyvinut „Model dynamické proudové zatížitelnosti (ampacity) vedení přenosové soustavy VVN“, který je implementován jako podklad pro provoz a využíván od roku 2014 k dispečerskému řízení přenosové soustavy. Přínosem je zvýšení úrovně bezpečnosti a spolehlivosti provozu přenosové soustavy ČR zejména v nepříznivých provozních stavech způsobených přetoky elektrické energie z OZE. Principem je možnost zvýšení zatížení jednotlivých vedení využitím jejich tepelných rezerv bez nutnosti jejich rekonstrukce. Teoretický model byl publikován v oponovaných časopisech i na konferencích. Na projektu se podílel zejména ČEPS, dále ZČU, EGÚ Brno, Techsys, a.s. a další dodavatelské firmy. Práce v ZČU z celkového projektu byly v rozsahu cca 40% na základě smluv:

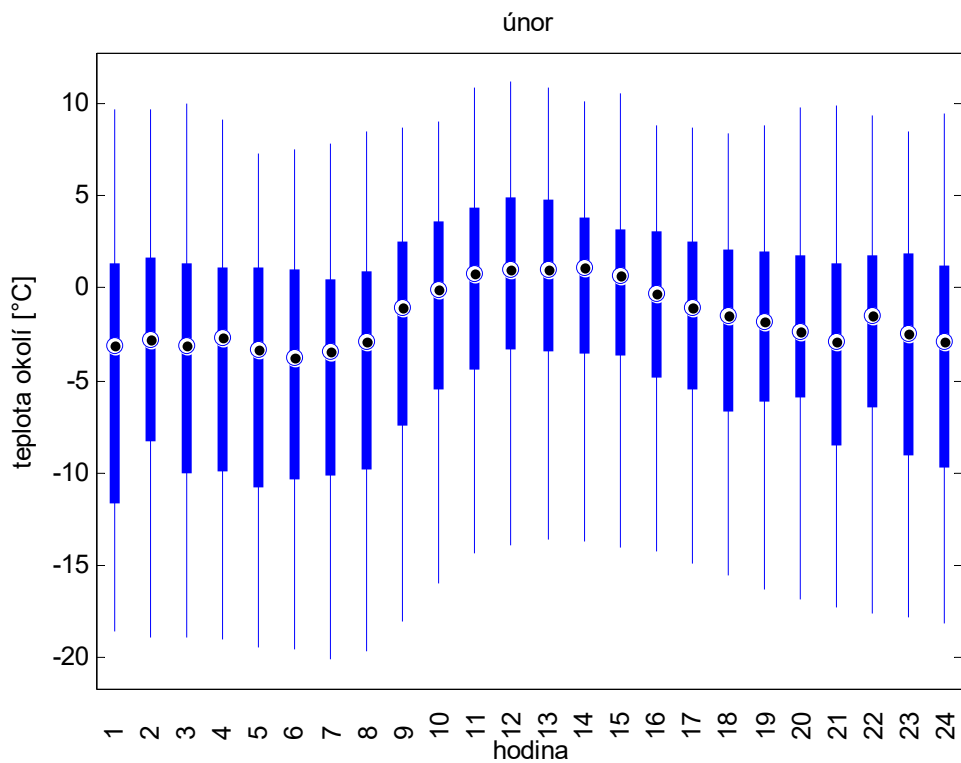
- 1) „Studie možnosti proudového přetěžování přípojnic vvn“, Smlouva číslo 2215/63/14 dne 29. 5. 2014
- 2) „Studie statistického průběhu ročního vývoje průměrných teplot a z toho vyplývajících zatížitelností zařízení PS“, Smlouva č. SML/2200/48/13 ze dne 19. 9. 2013.
- 3) „Zpřesnění teoretického modelu proudové zatížitelnosti vedení vvn/zvn“, Smlouva o dílo č. 1500012999 ze dne 03. 12. 2012
- 4) „Implementace modelu zatížitelnosti vedení do knihovny dlí“, Smlouva o dílo č. 150001107 ze dne 9. 11. 2011)
- 5) „Možnosti proudového zatěžování vedení vvn/zvn“ Smlouva o dílo č. 1700001547 ze dne 3. 12. 2010

.....
za ČEPS a.s. ing. Jiří Velek, ved. odb. Technická politika

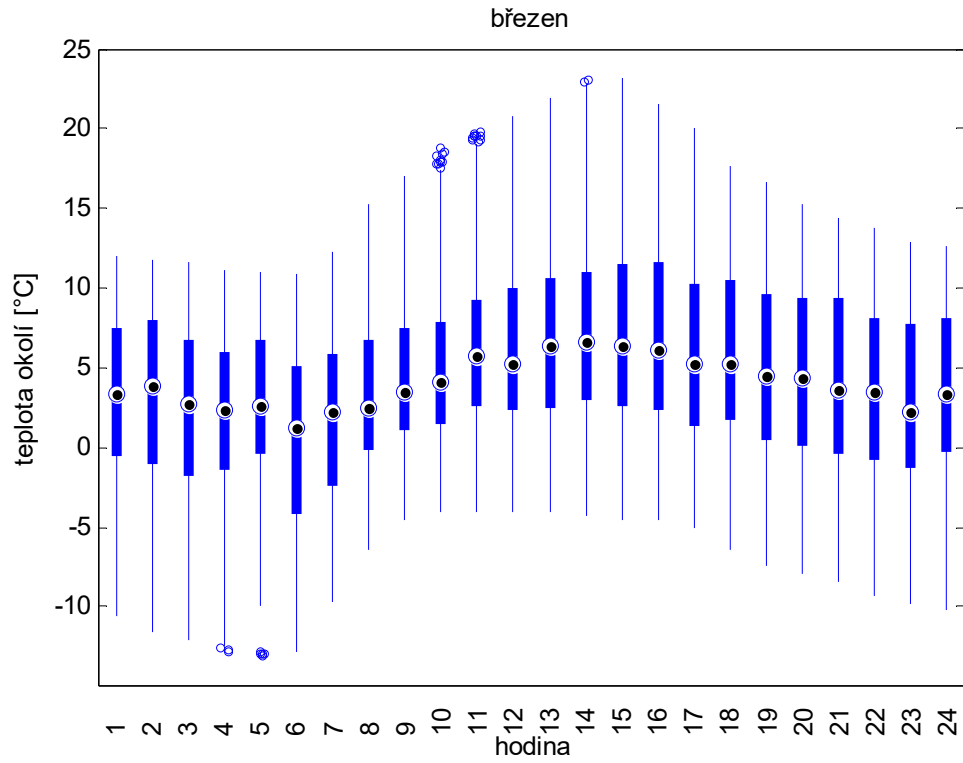
B. Boxplot – teplota okolí



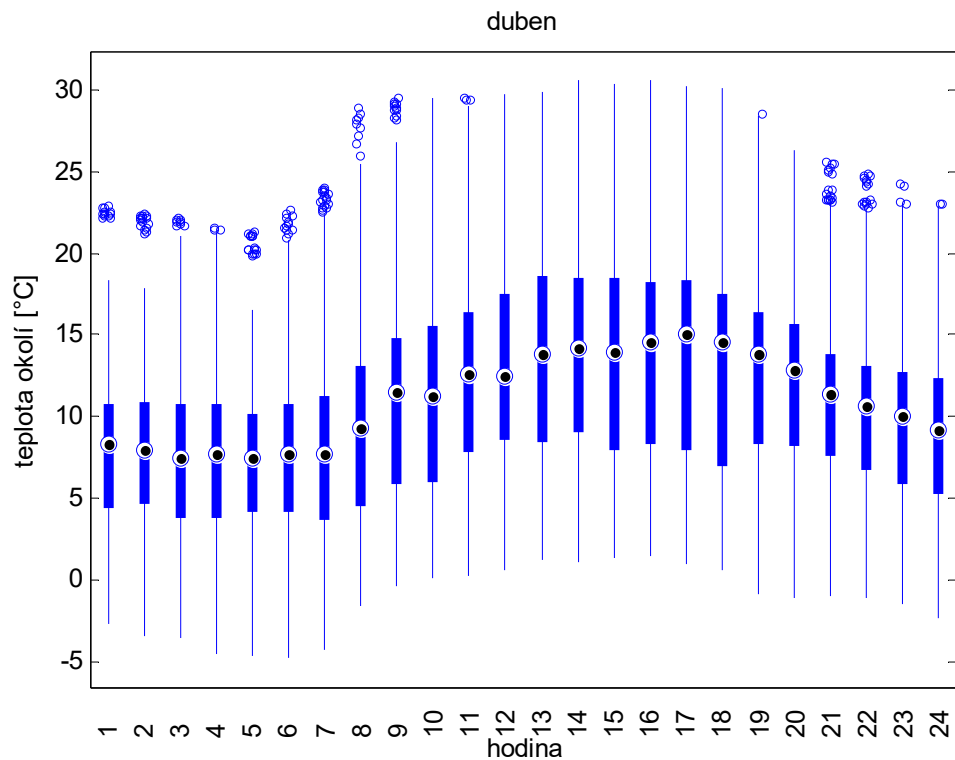
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc leden.



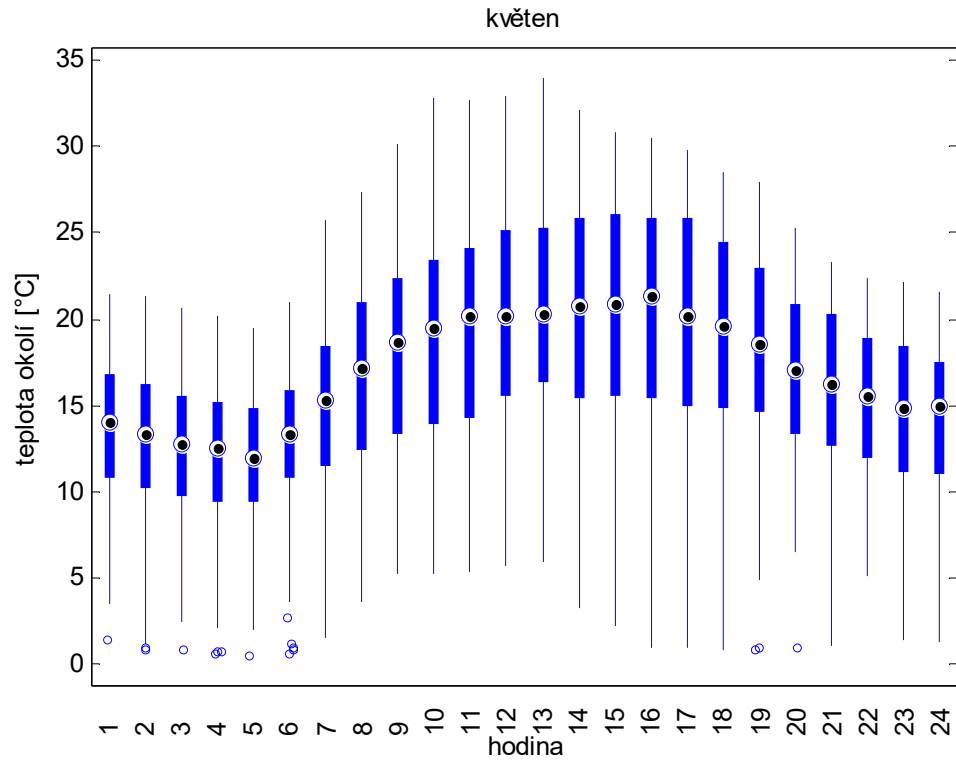
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc únor.



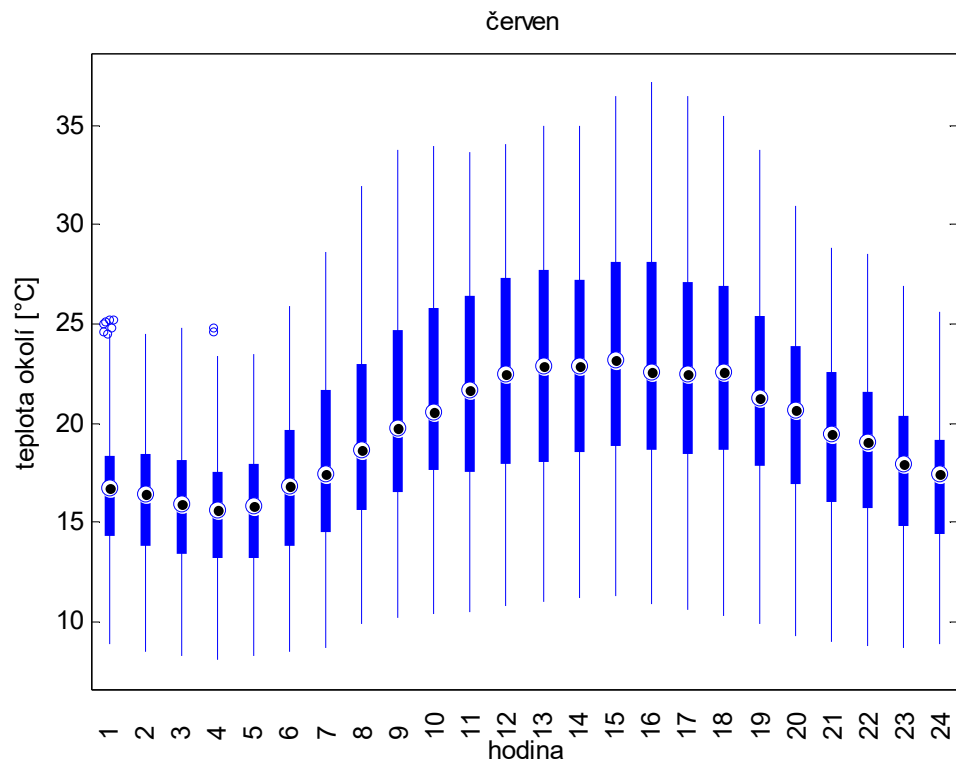
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc březen.



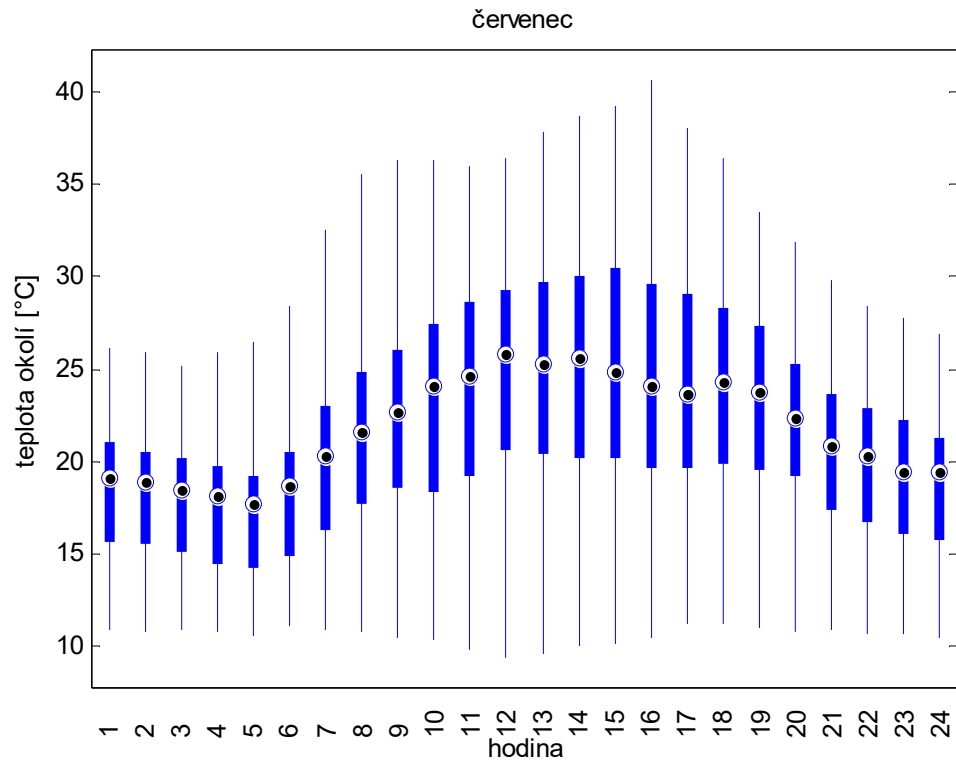
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc duben.



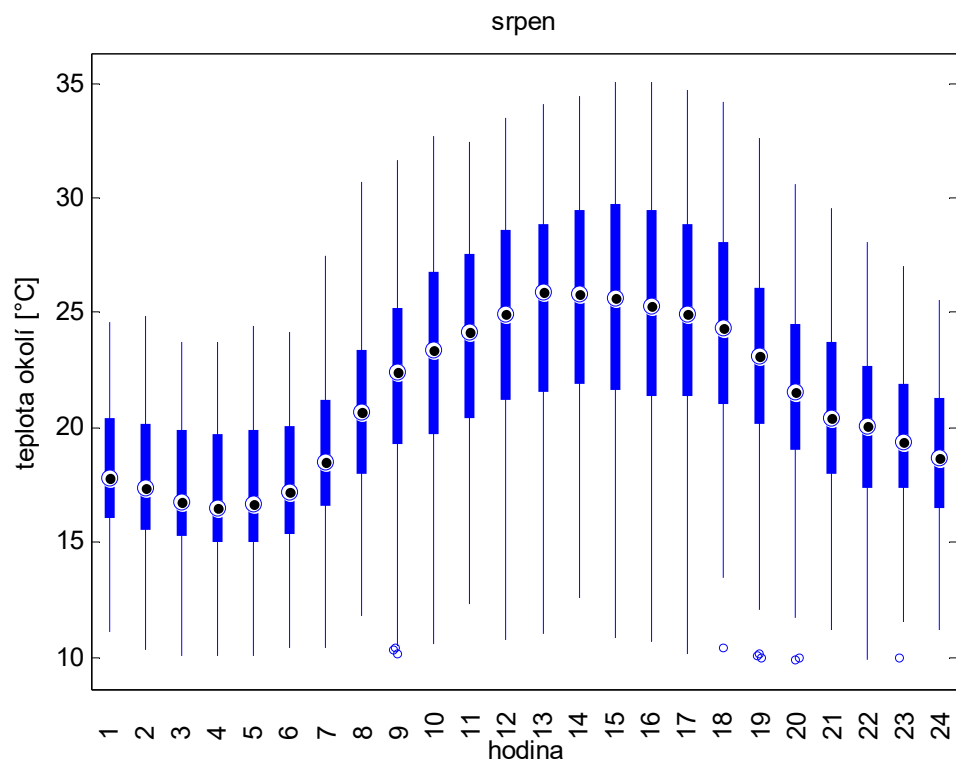
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc květen.



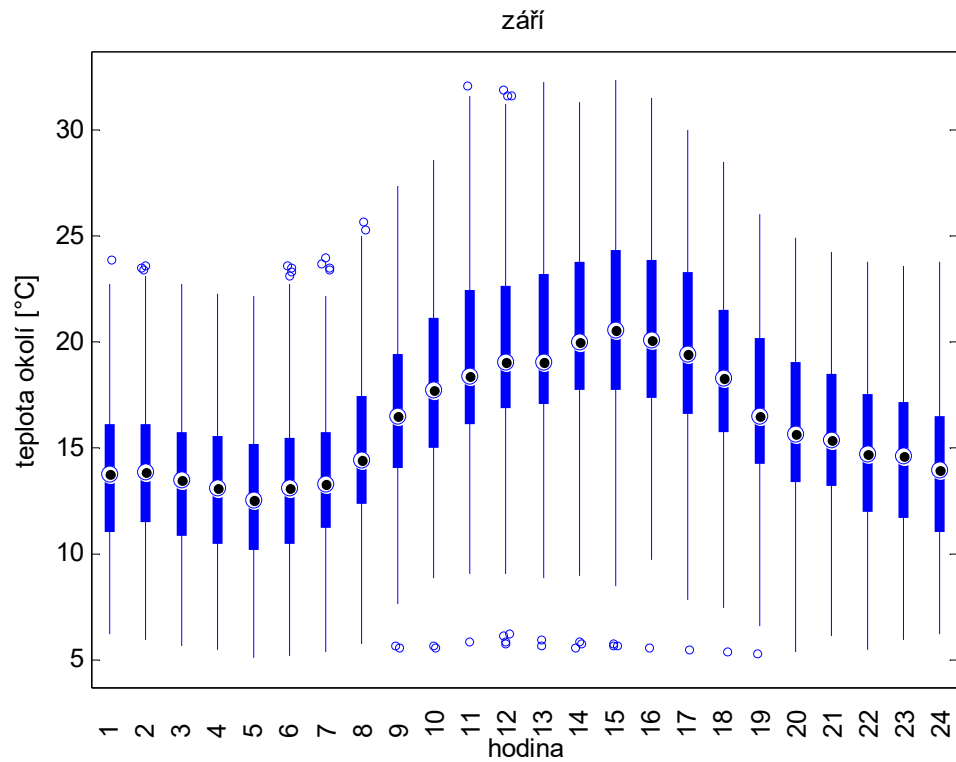
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc červen.



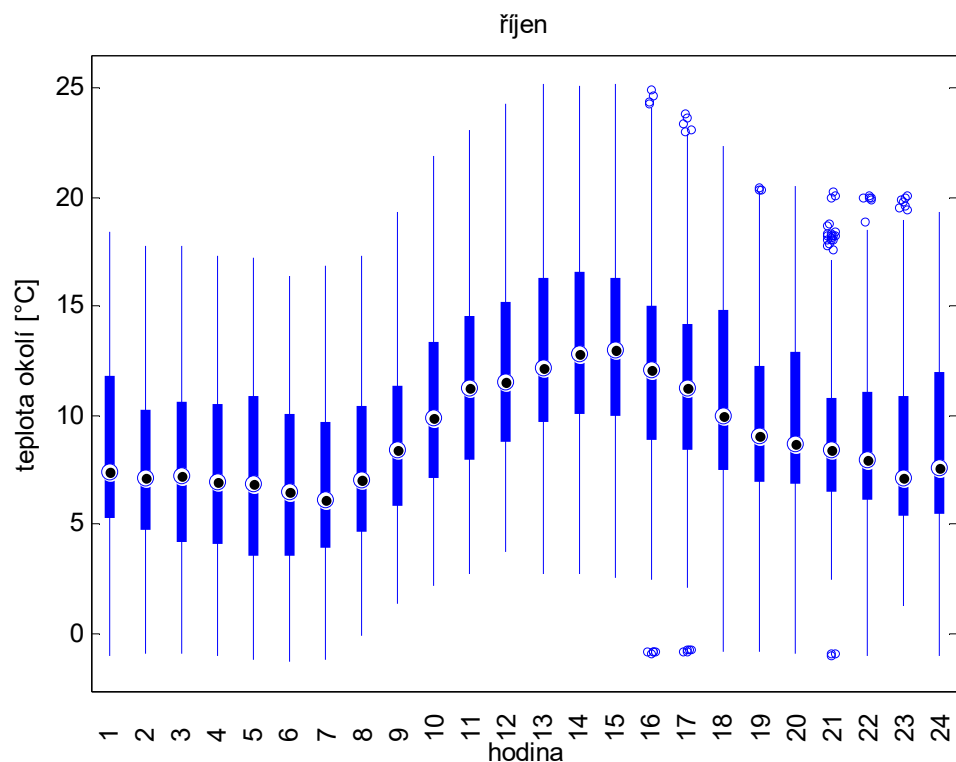
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc červenec.



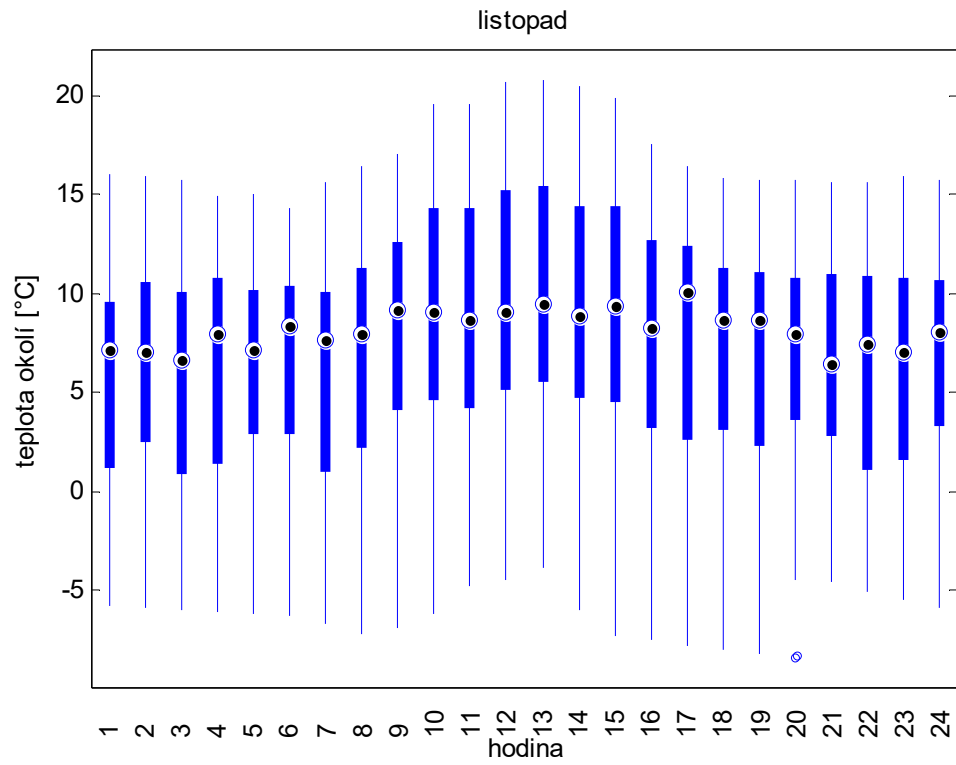
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc srpen.



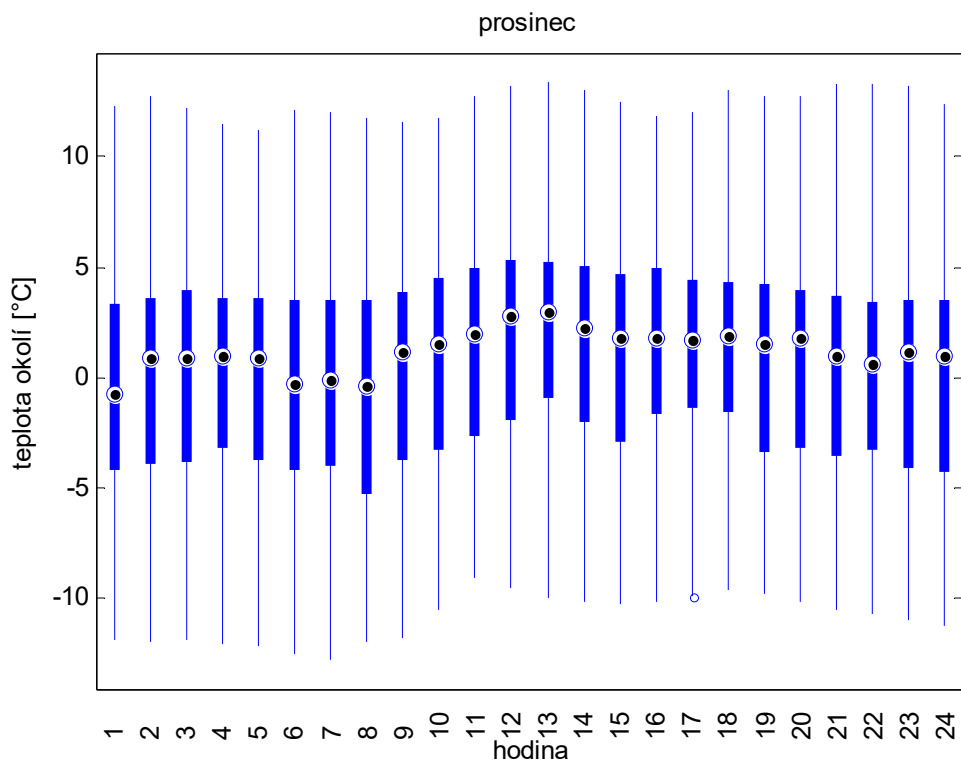
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc září.



Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc říjen.



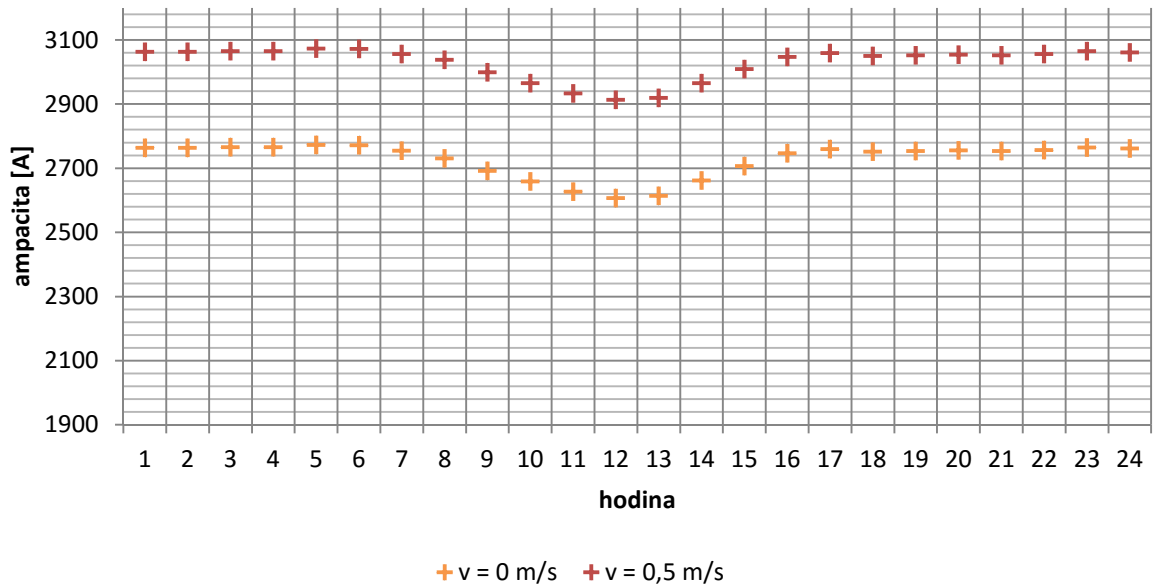
Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc listopad.



Naměřené teploty okolí rozříděné po hodinách pro měsíc prosinec.

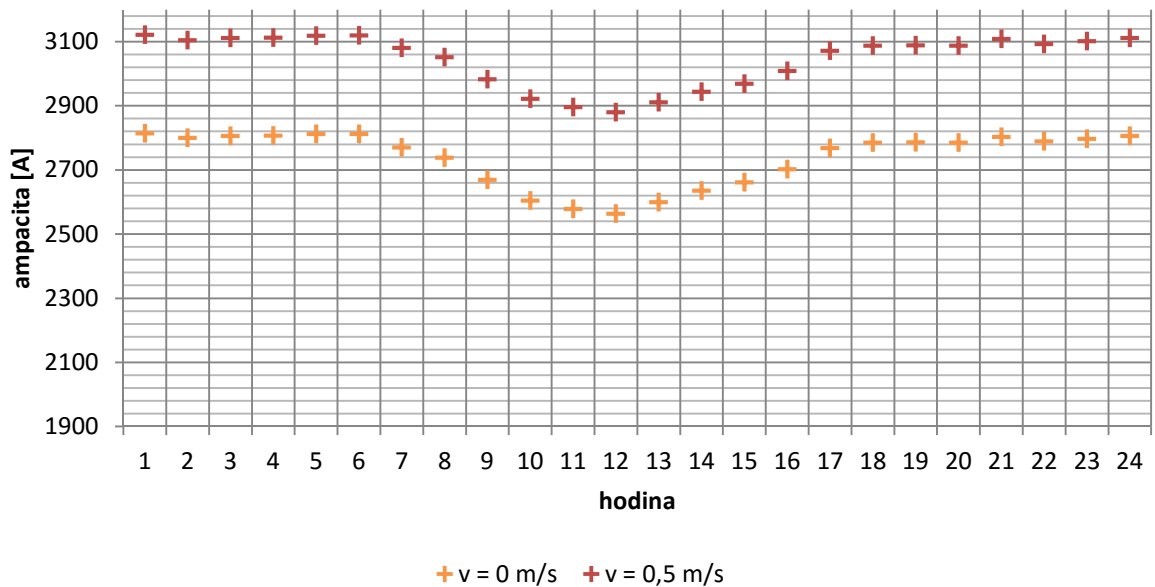
C. Průměrné hodnoty ampacity

leden



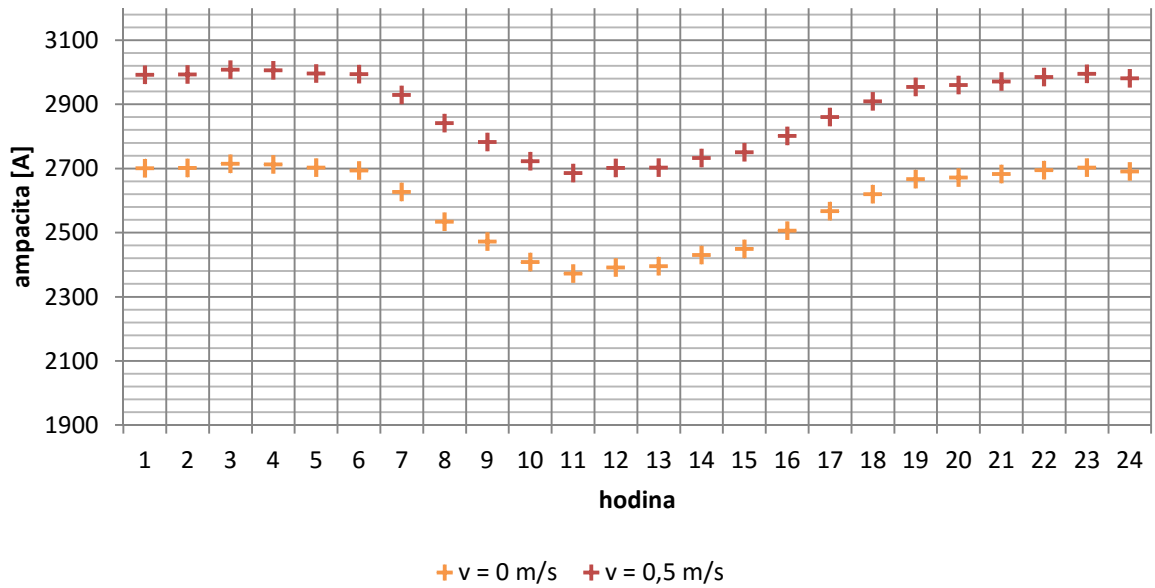
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění roztříděné po hodinách pro měsíc leden.

únor



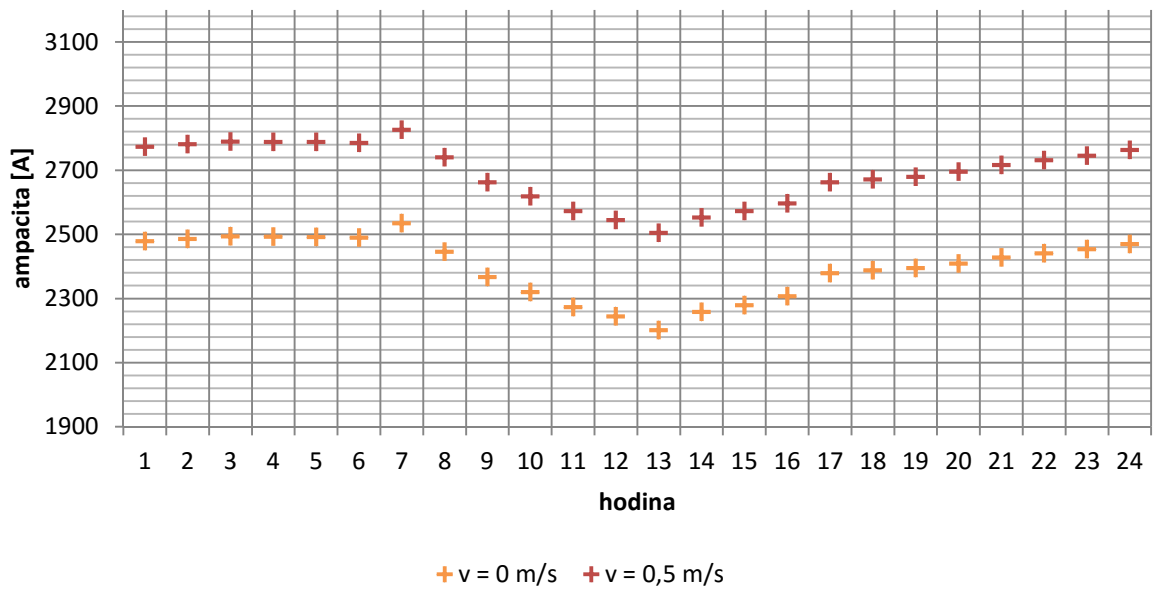
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění roztříděné po hodinách pro měsíc únor.

březen



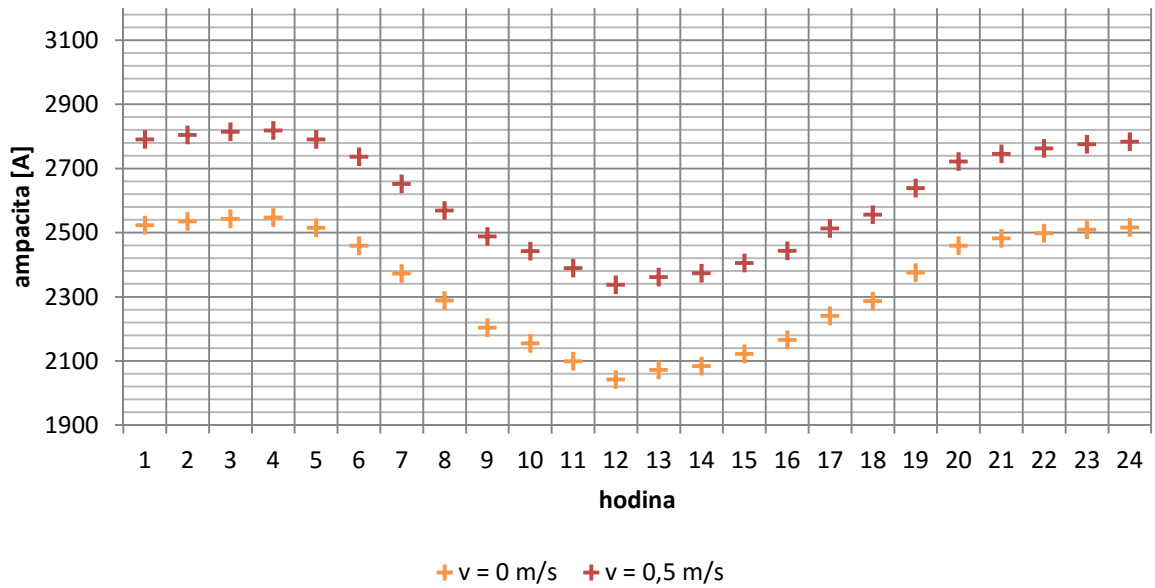
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc březen.

duben



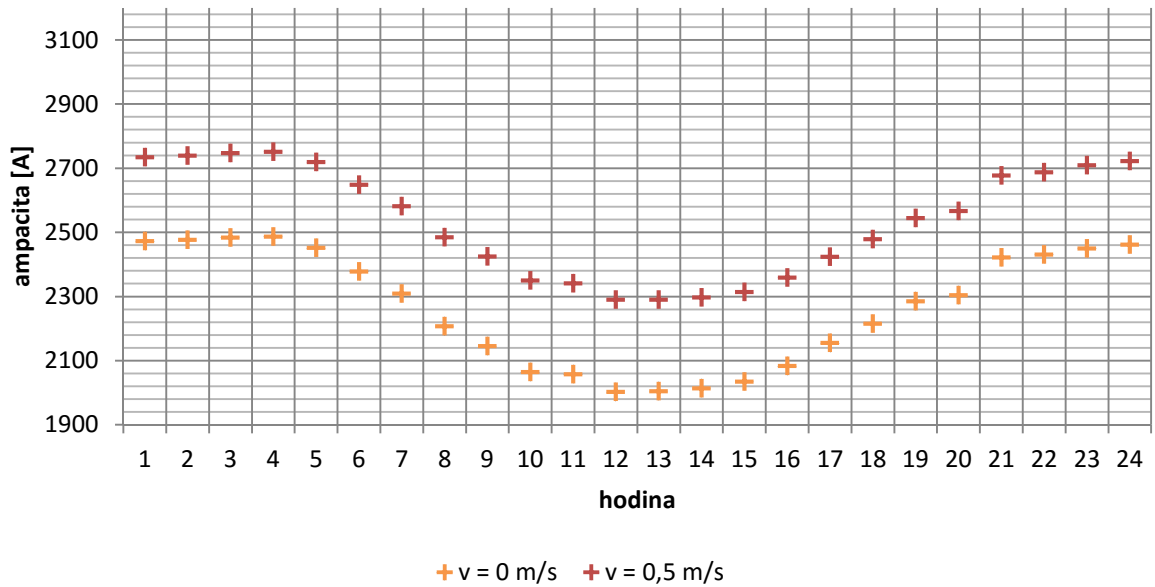
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc duben.

květen



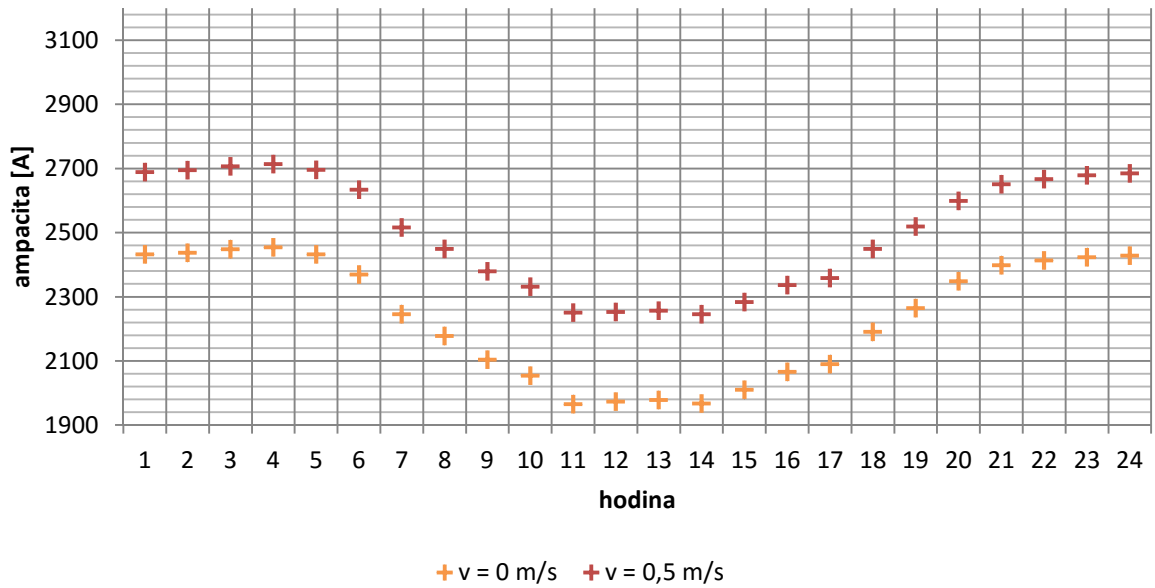
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc květen.

červen



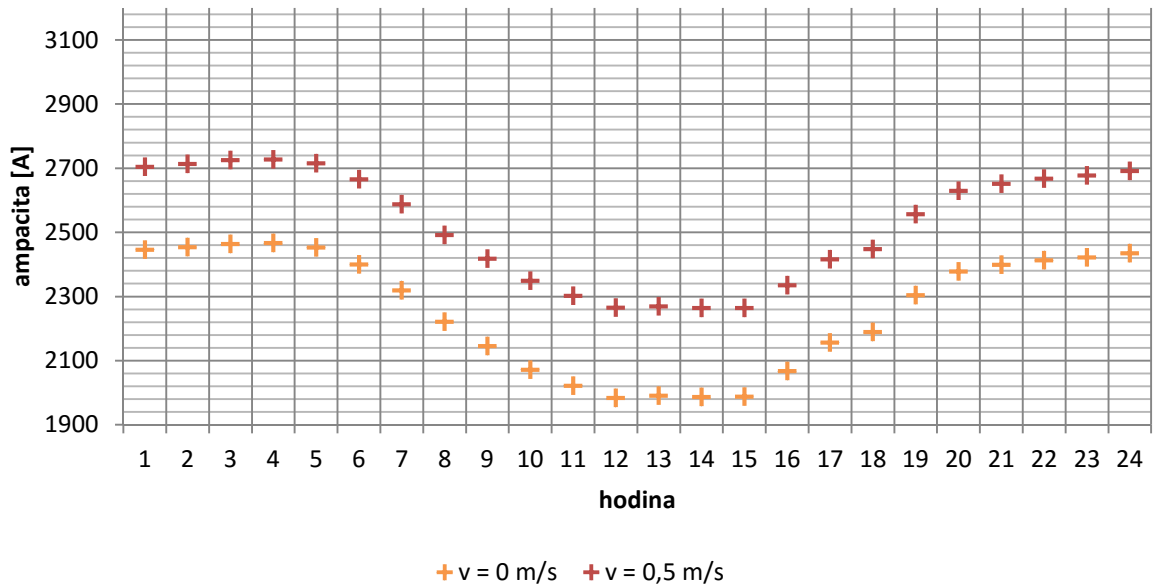
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc červen.

červenec



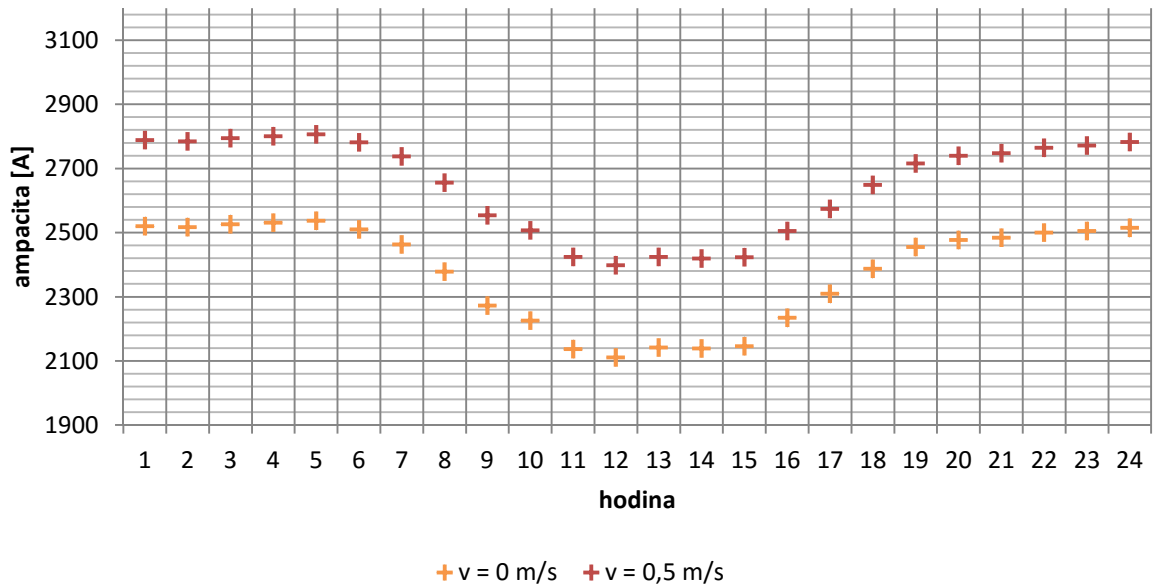
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc červenec.

srpen



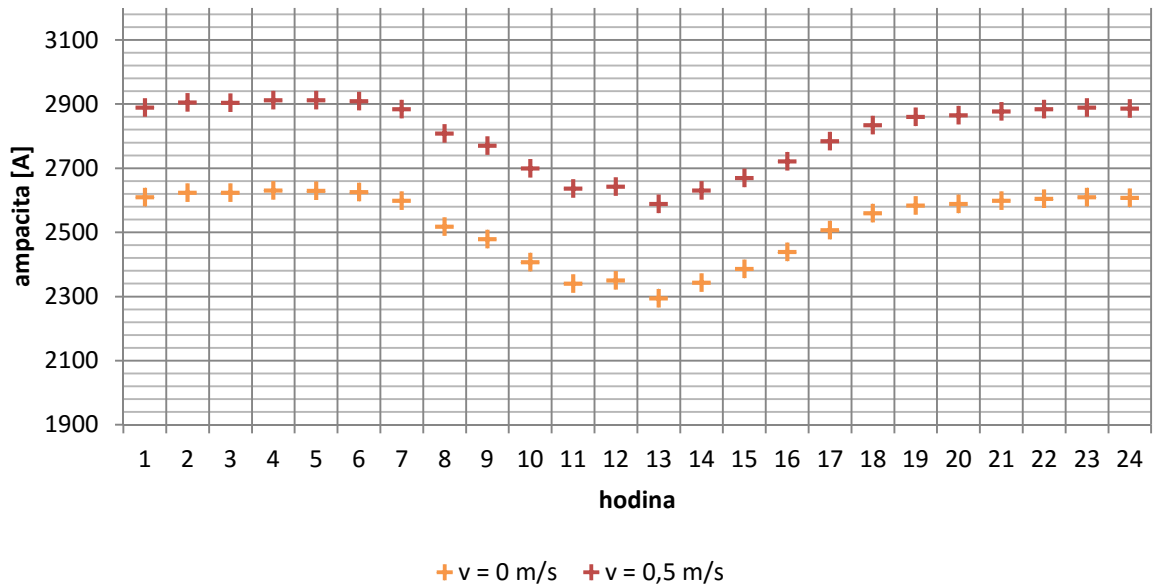
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc srpen.

září



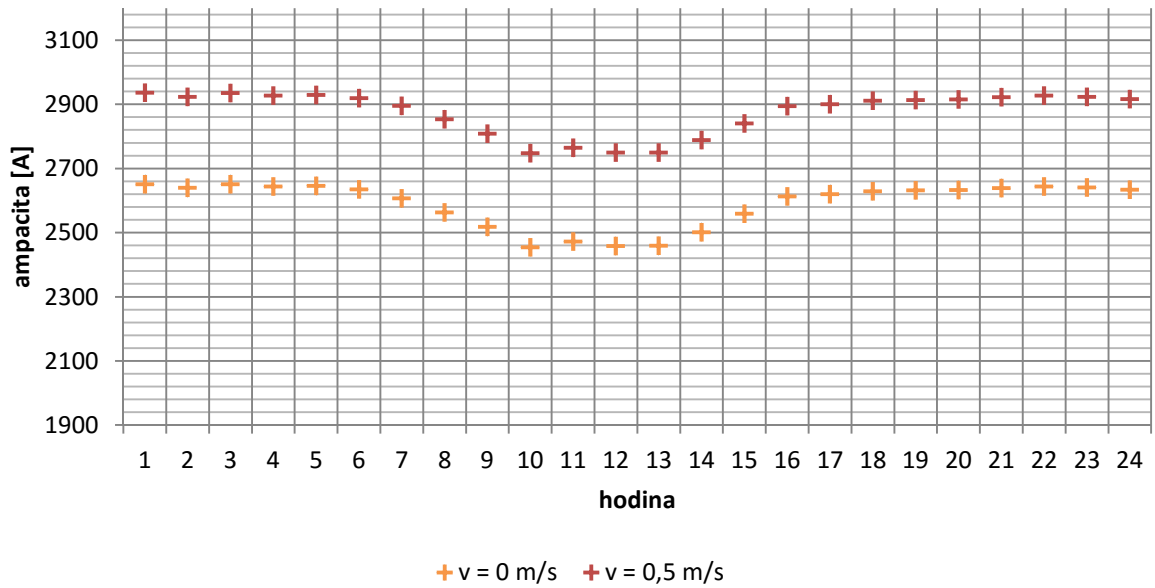
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc září.

říjen



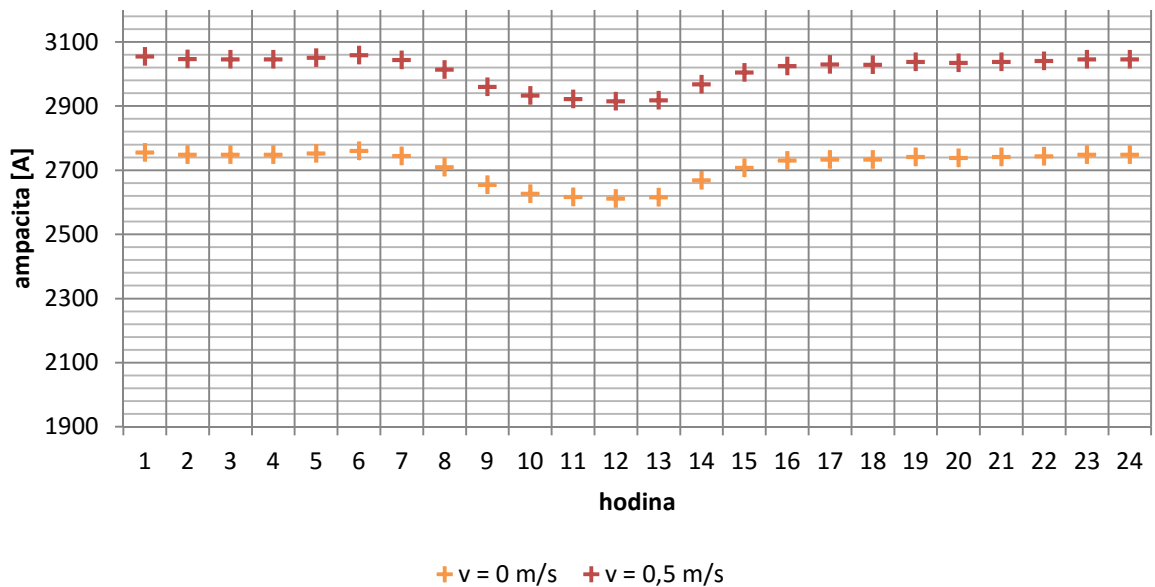
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc říjen.

listopad



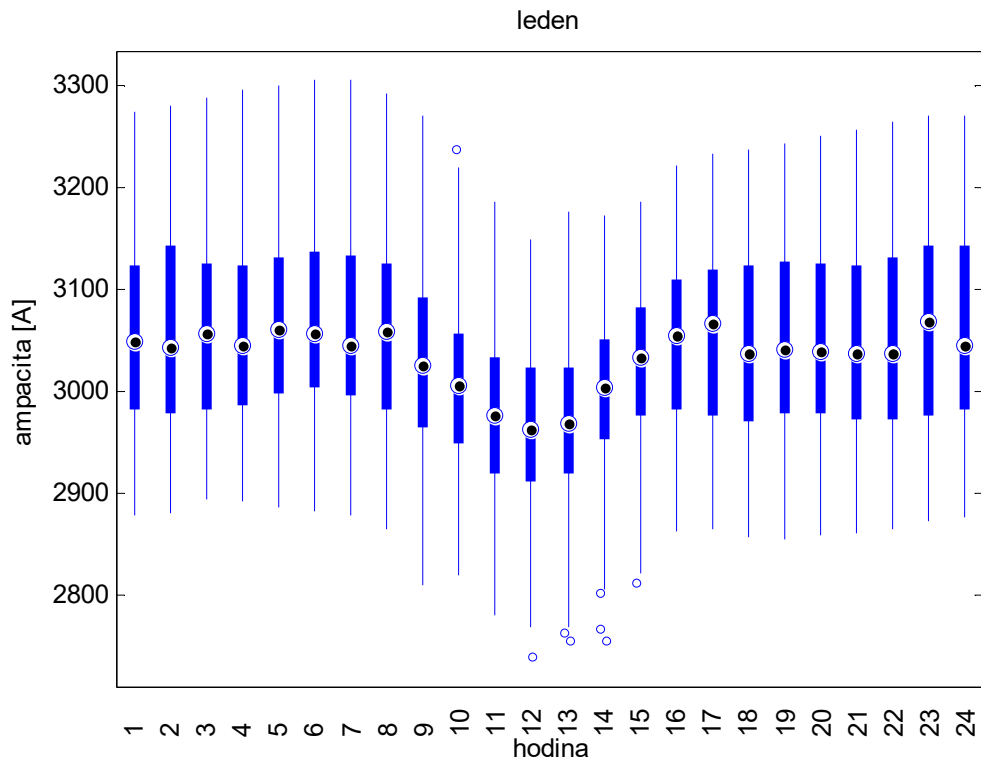
Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc listopad.

prosinec

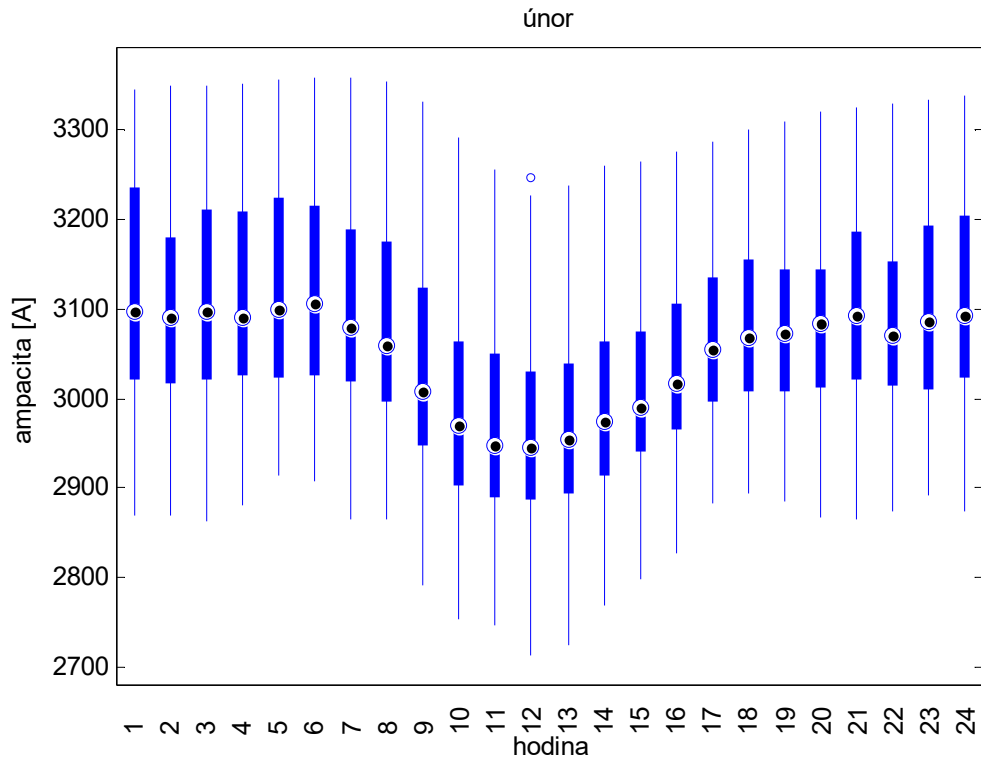


Průměrné hodnoty ampacity odvozené od naměřených hodnot a dosažené rychlosti proudění rozříděné po hodinách pro měsíc prosinec.

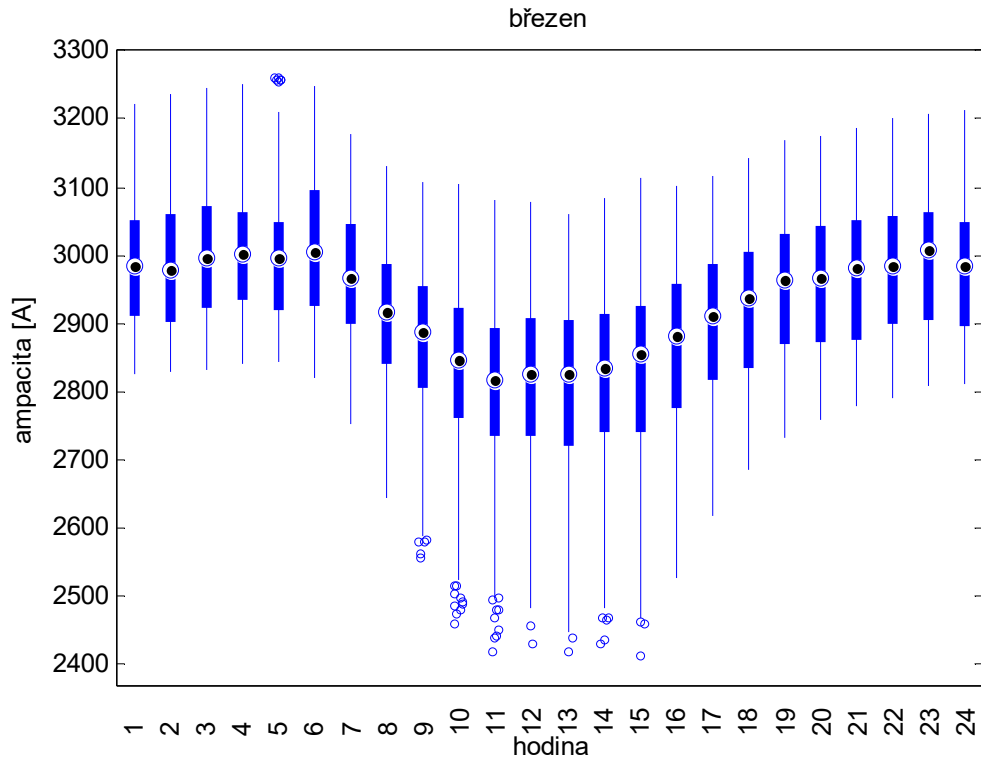
D. Boxplot – ampacita při standardních podmínkách ($v=0,5 \text{ m/s}$, $\varphi=45^\circ$)



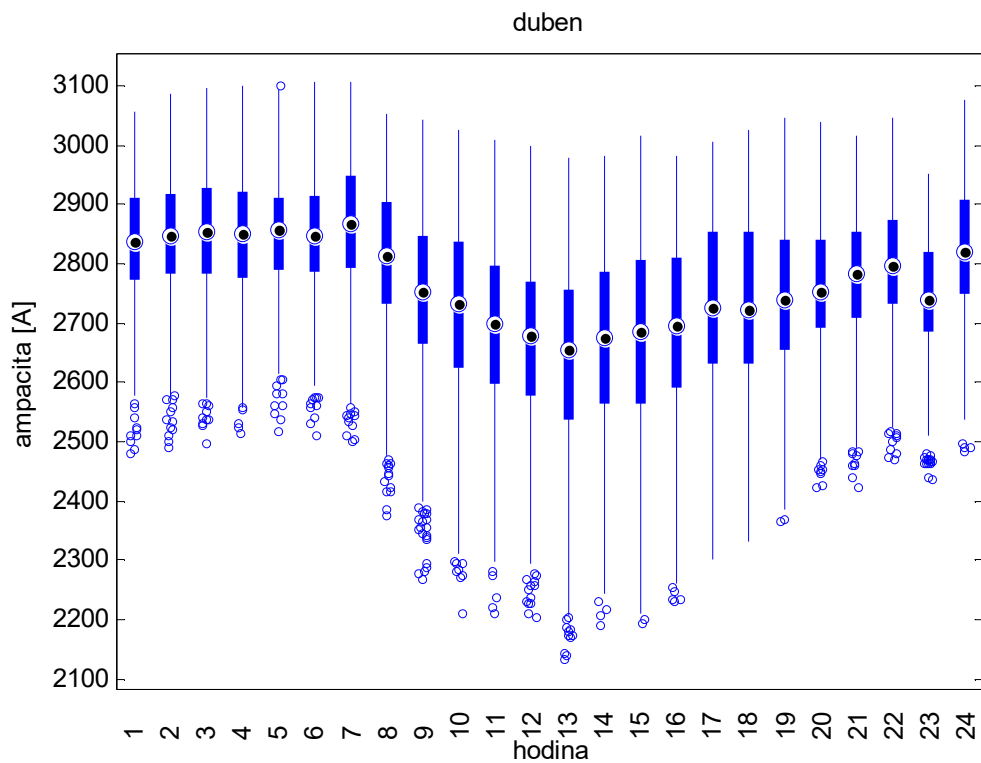
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc leden při standardním větru.



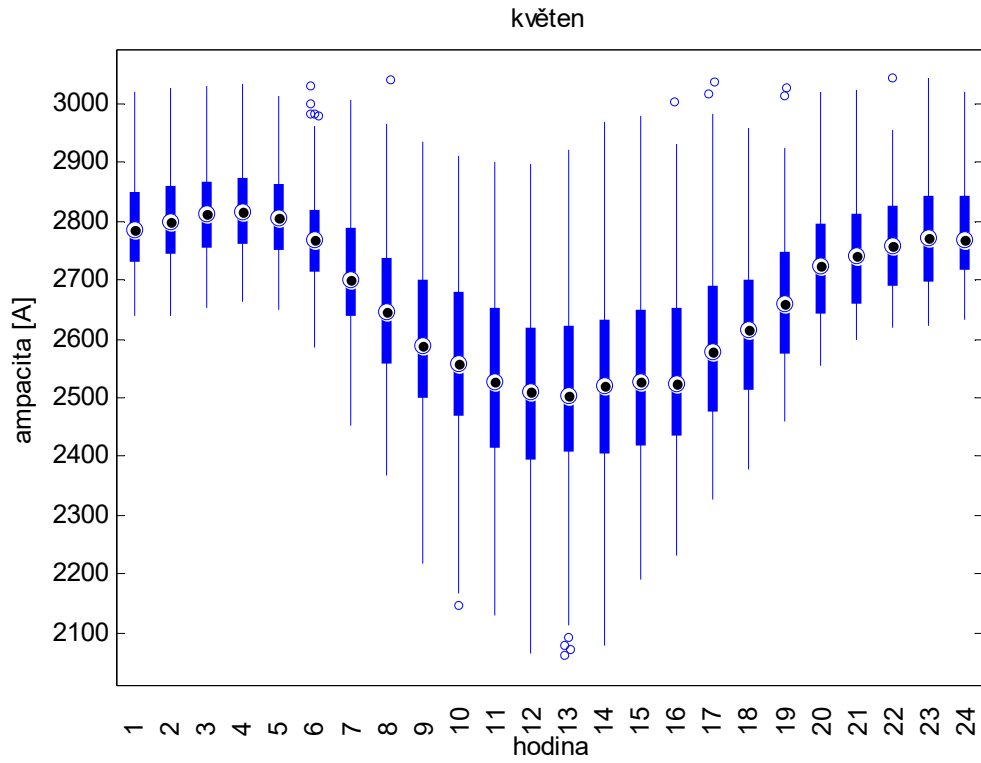
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc únor při standardním větru.



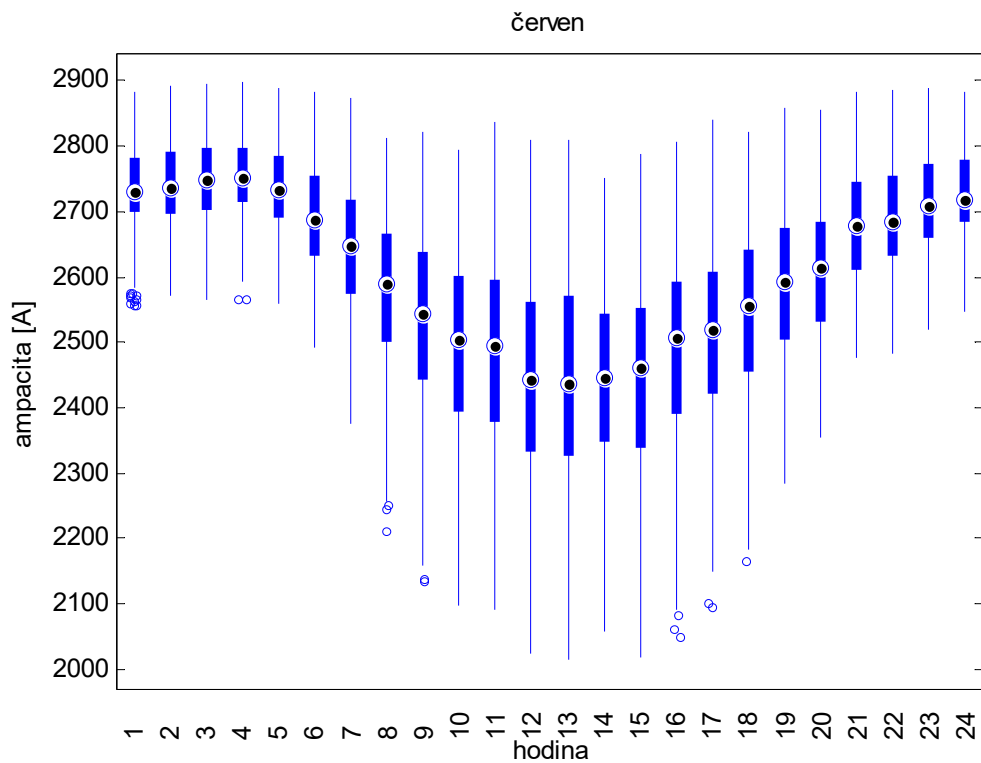
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc březen při standardním větru.



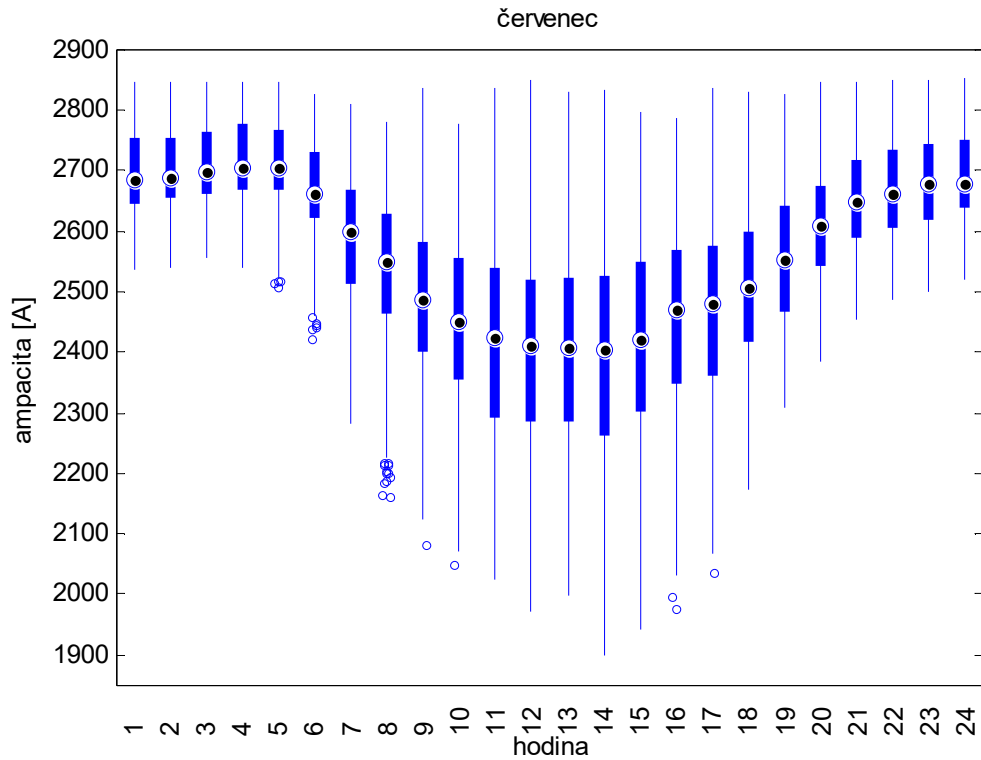
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc duben při standardním větru.



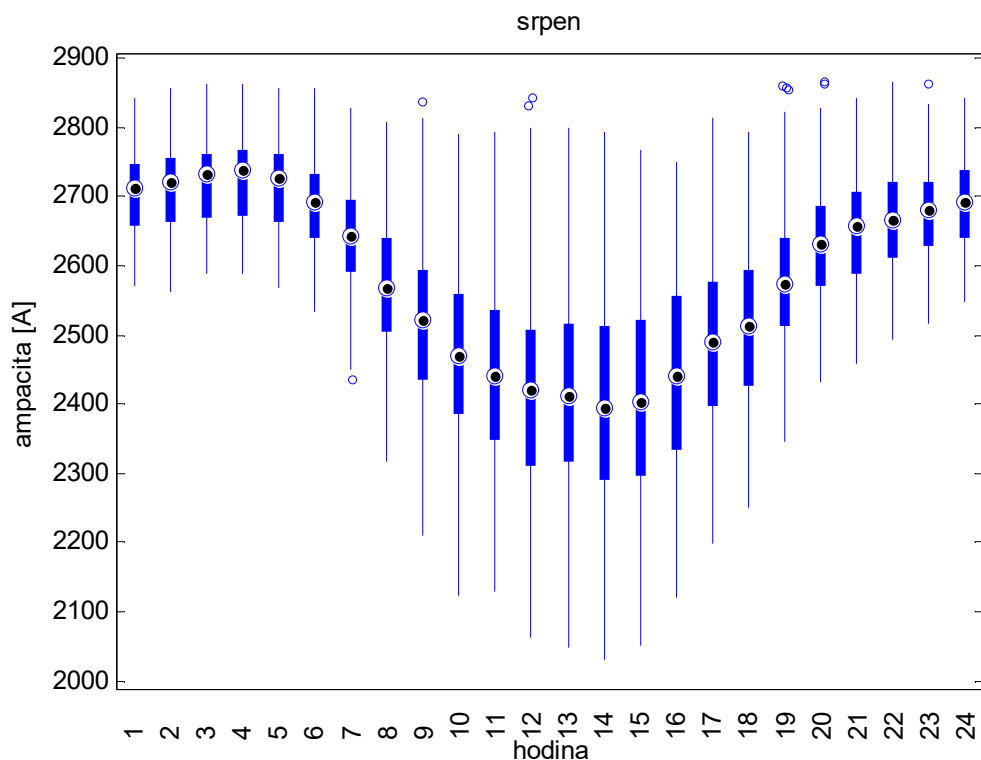
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc květen při standardním větru.



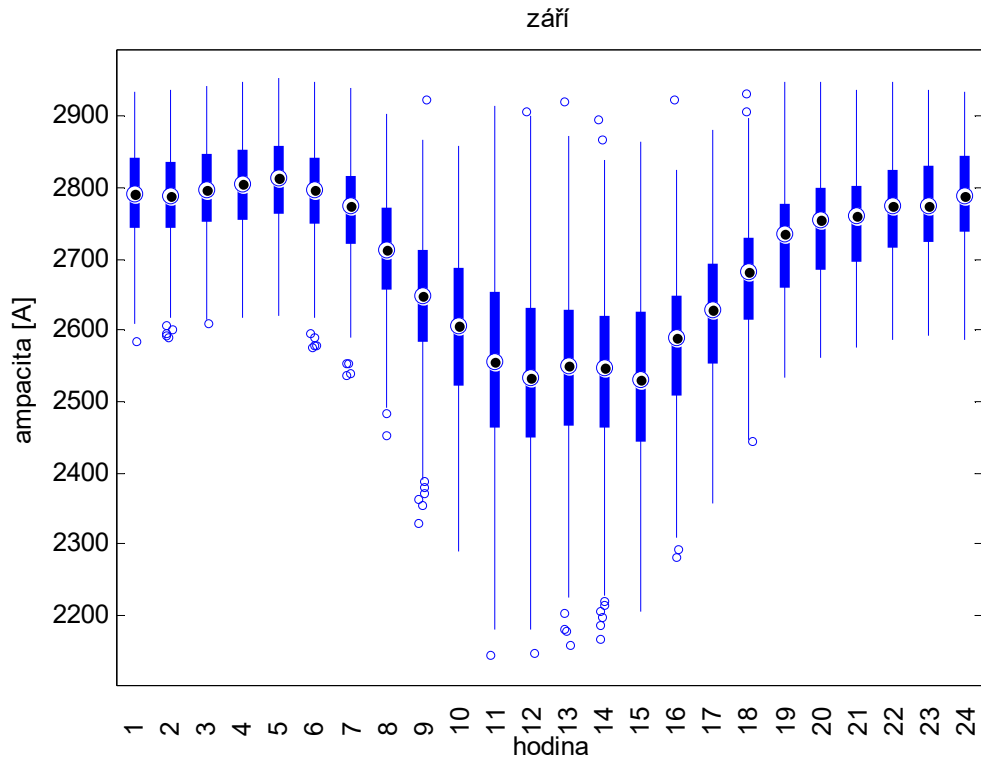
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červen při standardním větru.



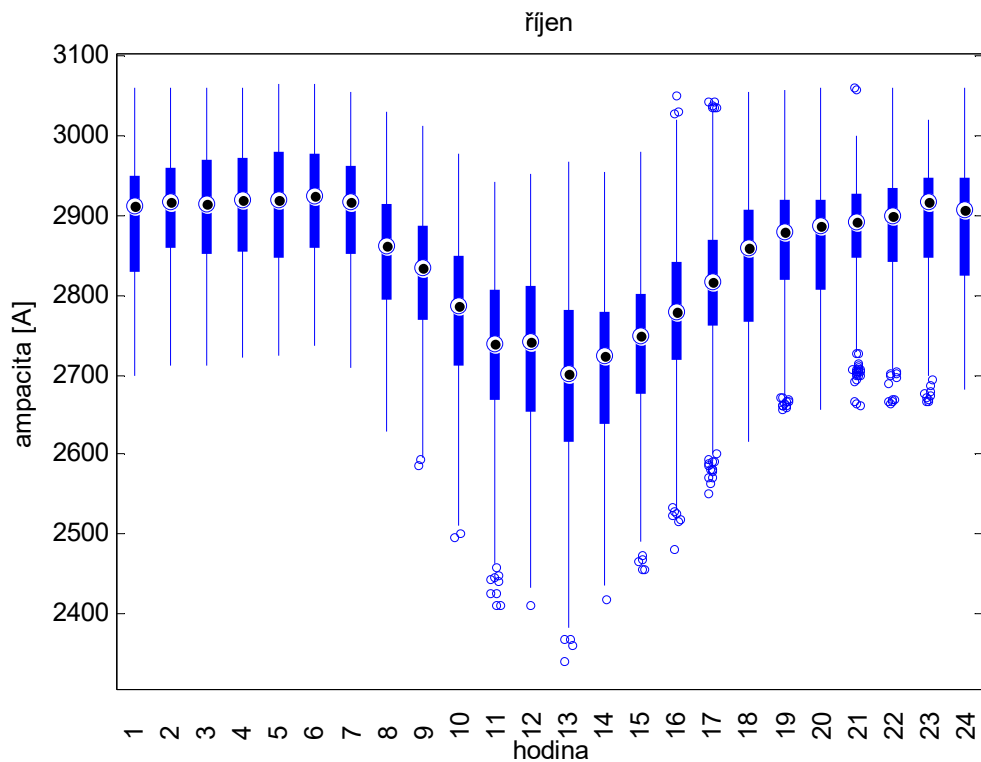
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červenec při standardním větru.



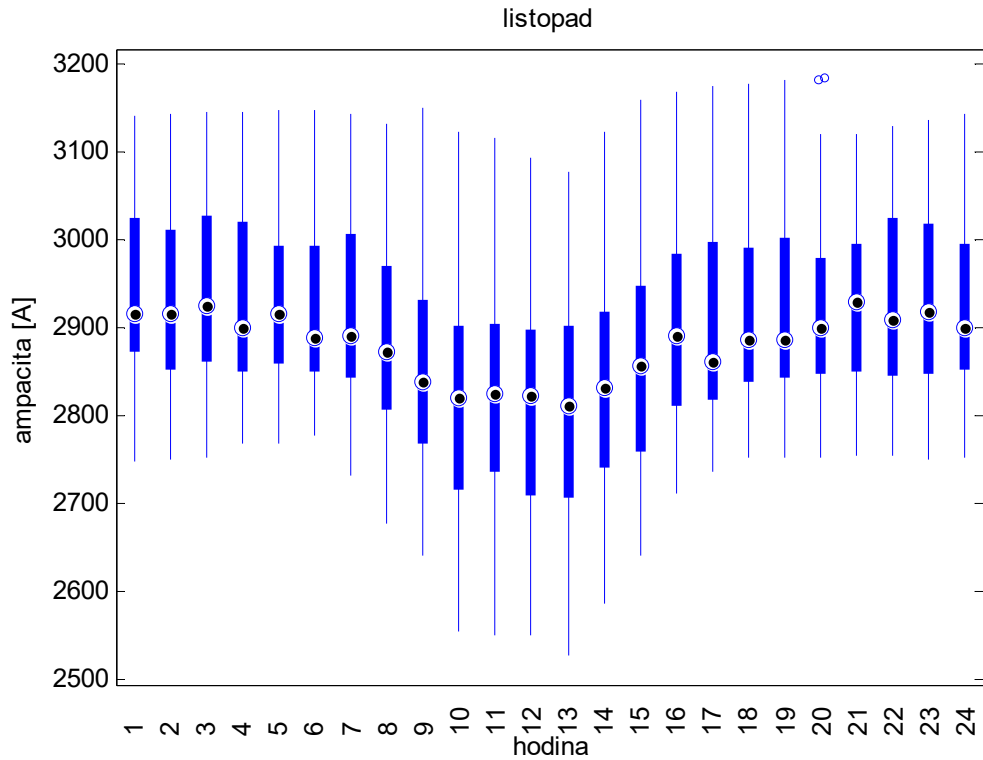
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc srpen při standardním větru.



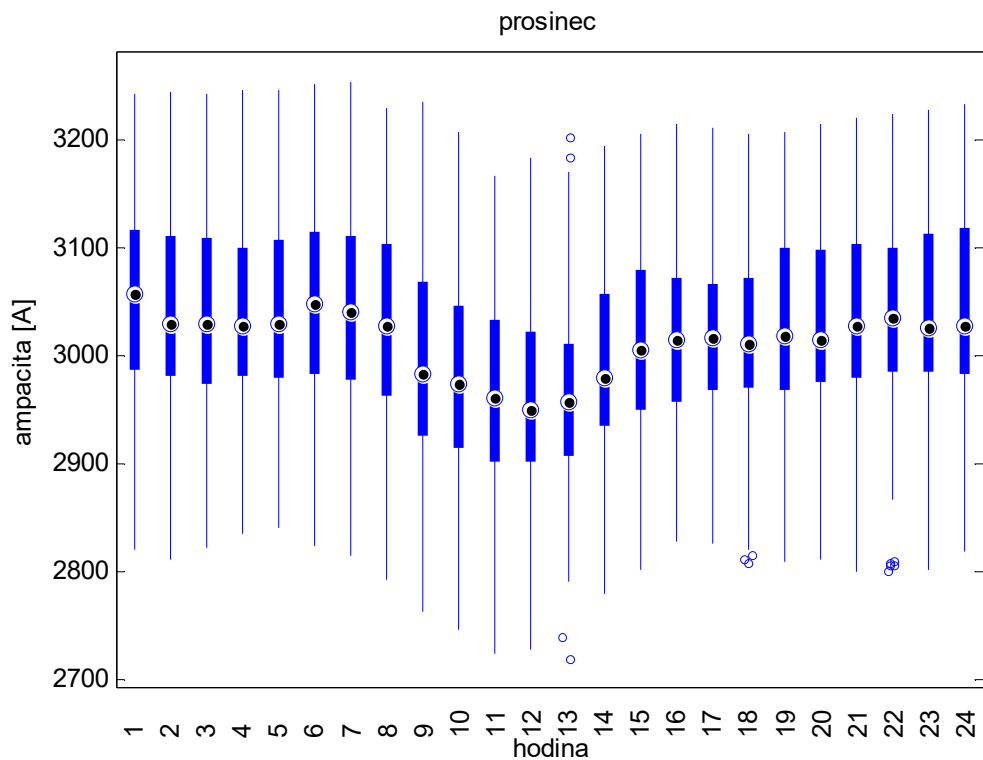
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc září při standardním větru.



Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc říjen při standardním větru.

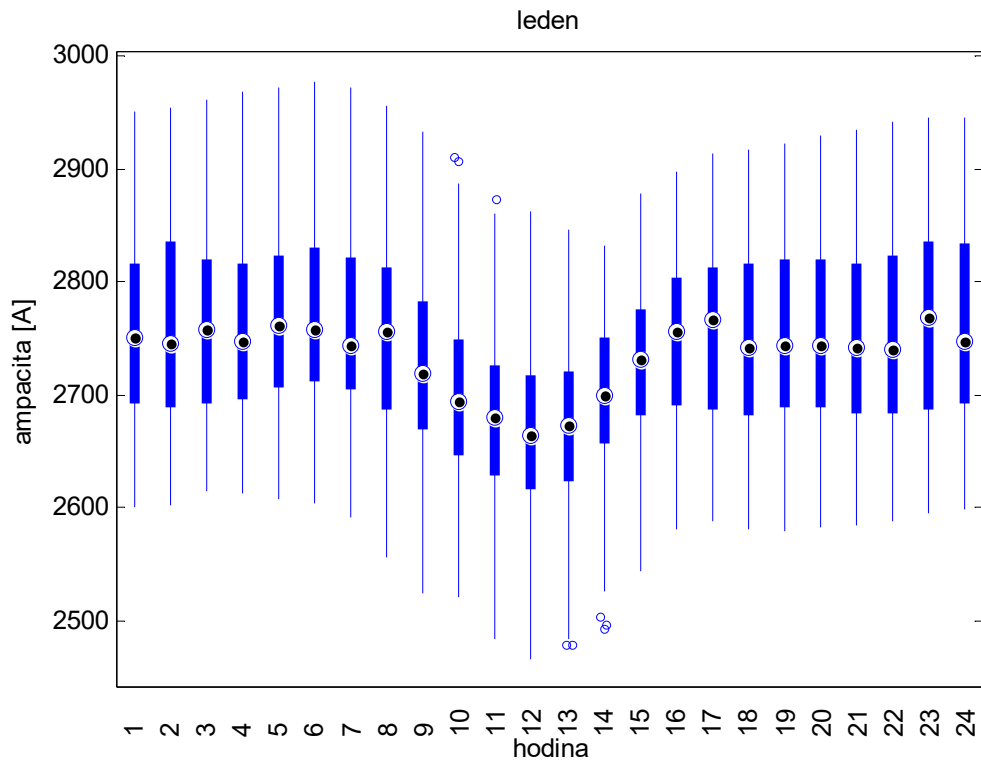


Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc listopad při standardním větru.

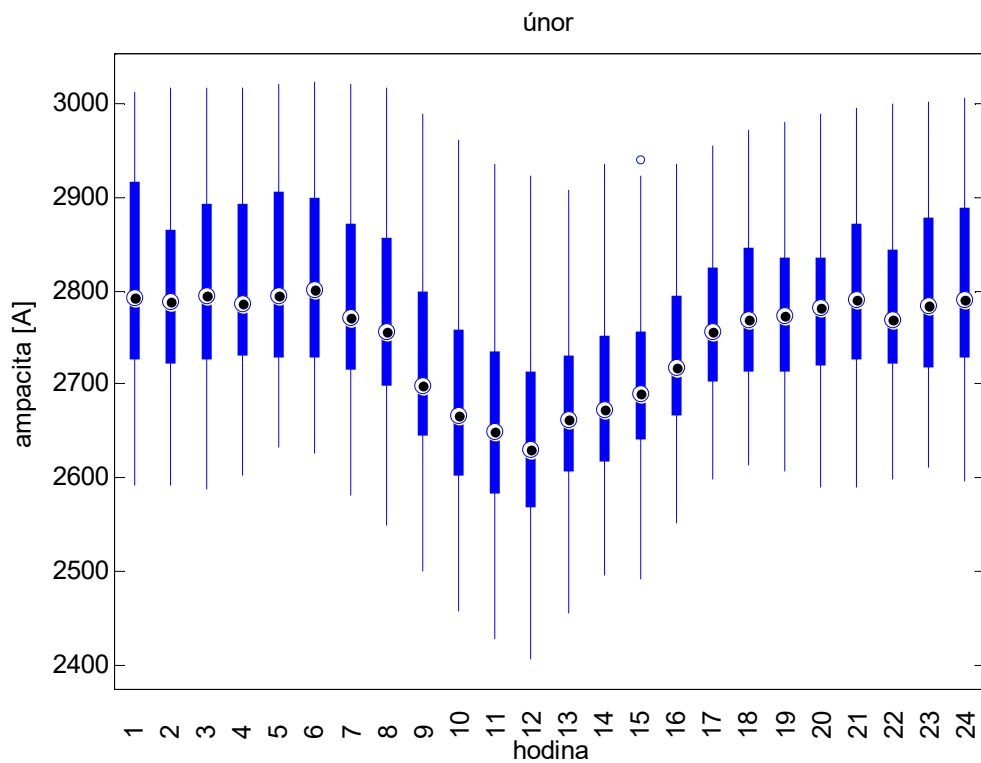


Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc prosinec při standardním větru.

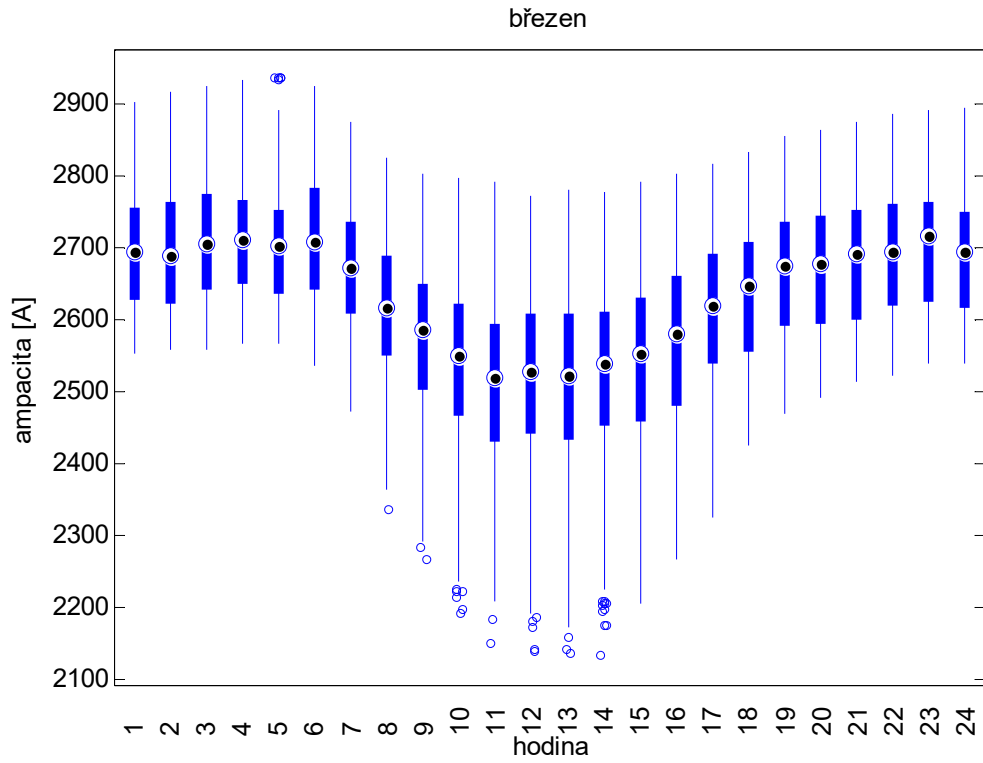
E. Boxplot – ampacita při bezvětrí



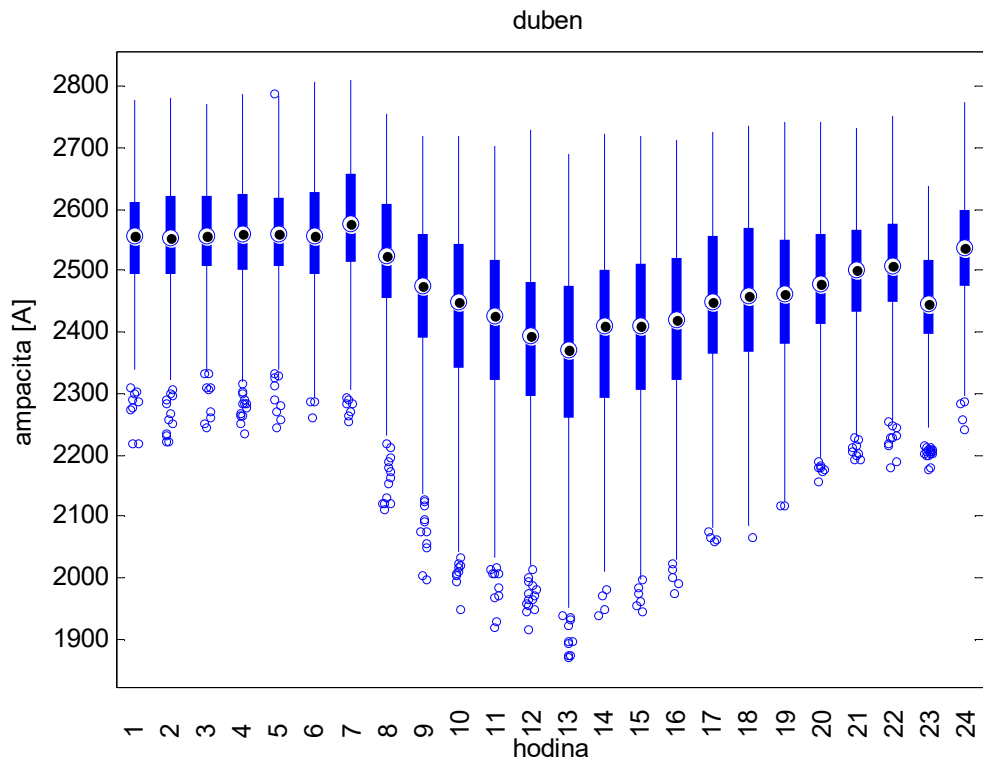
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc leden při bezvětrí.



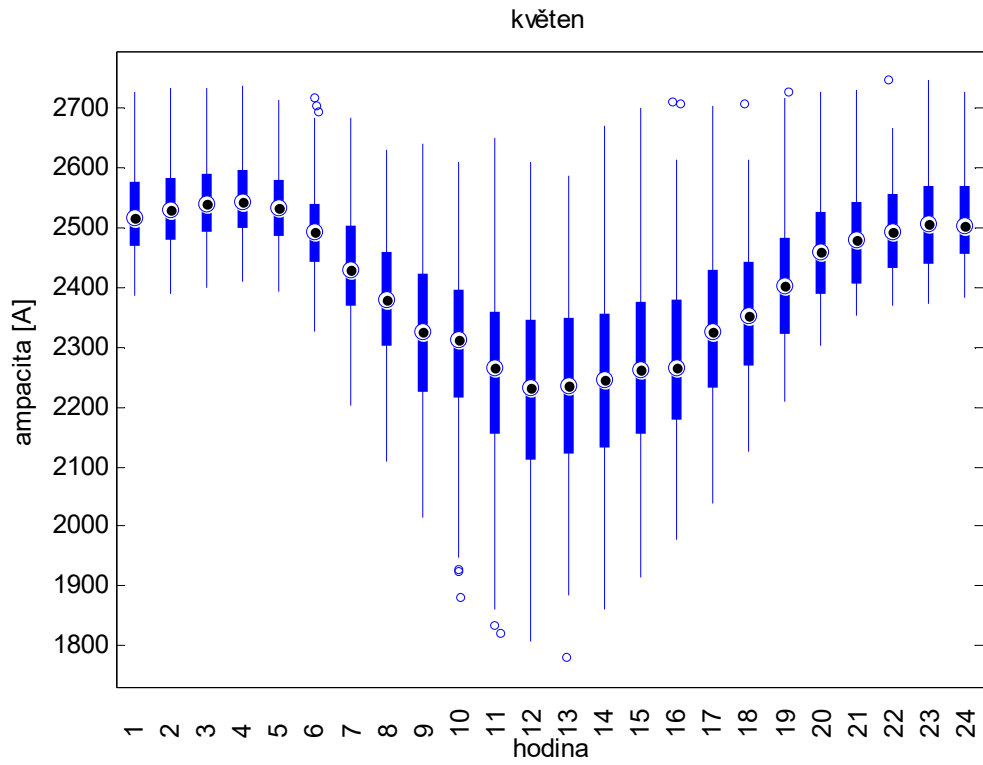
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc únor při bezvětrí.



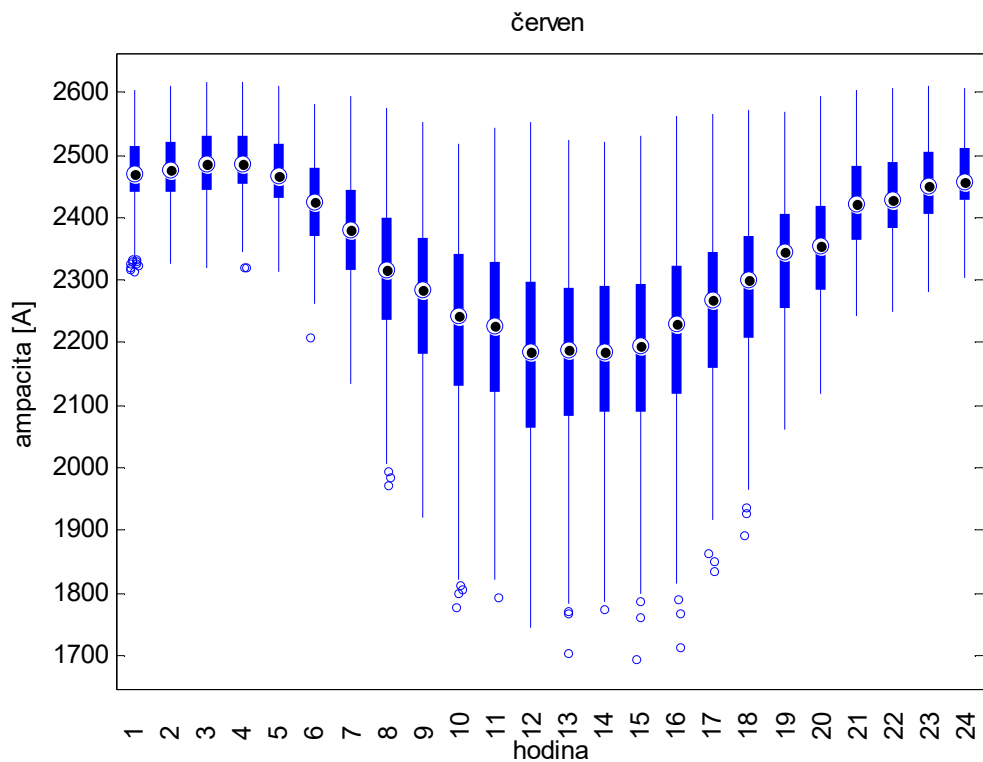
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc březen při bezvětrí.



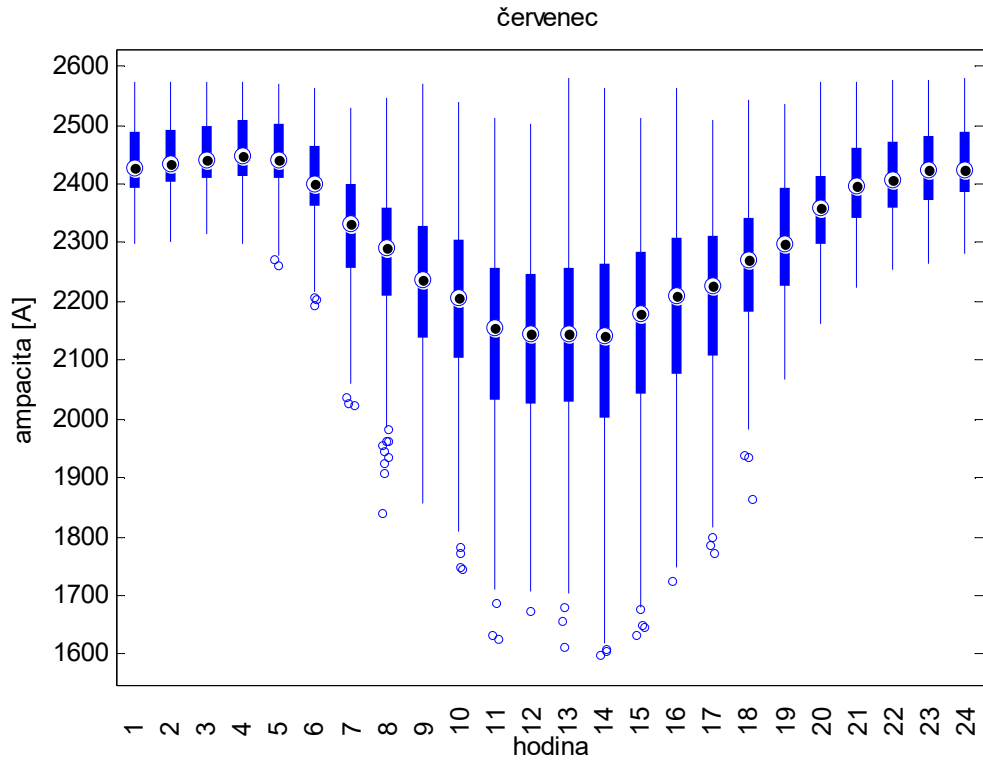
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc duben při bezvětrí.



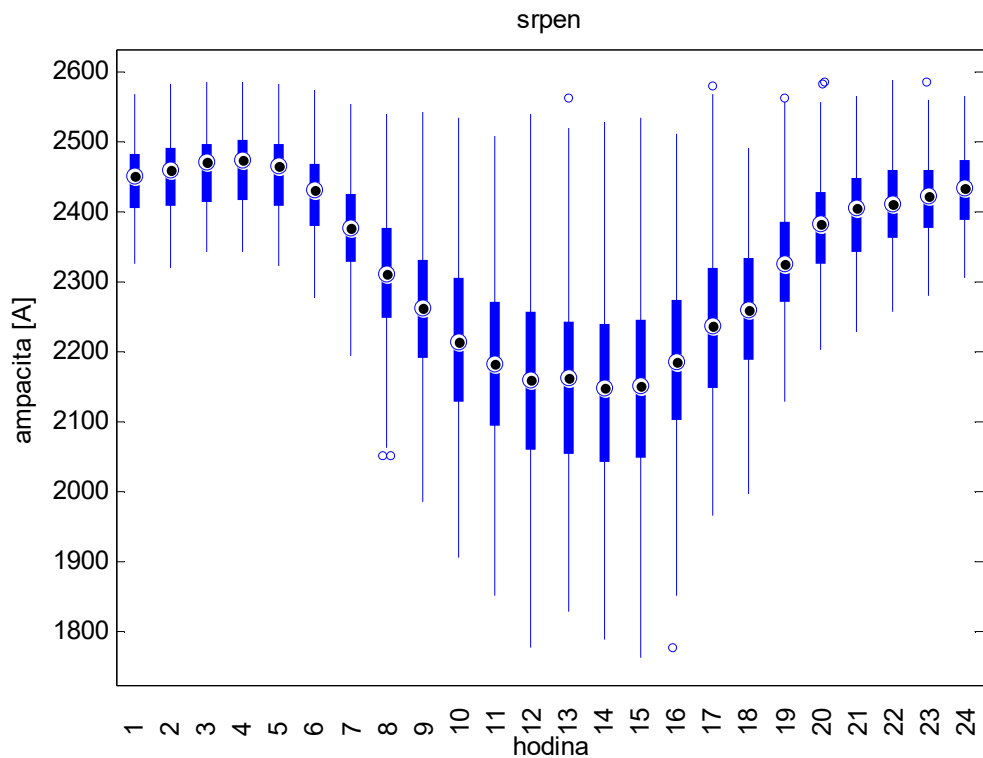
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc květen při bezvětří.



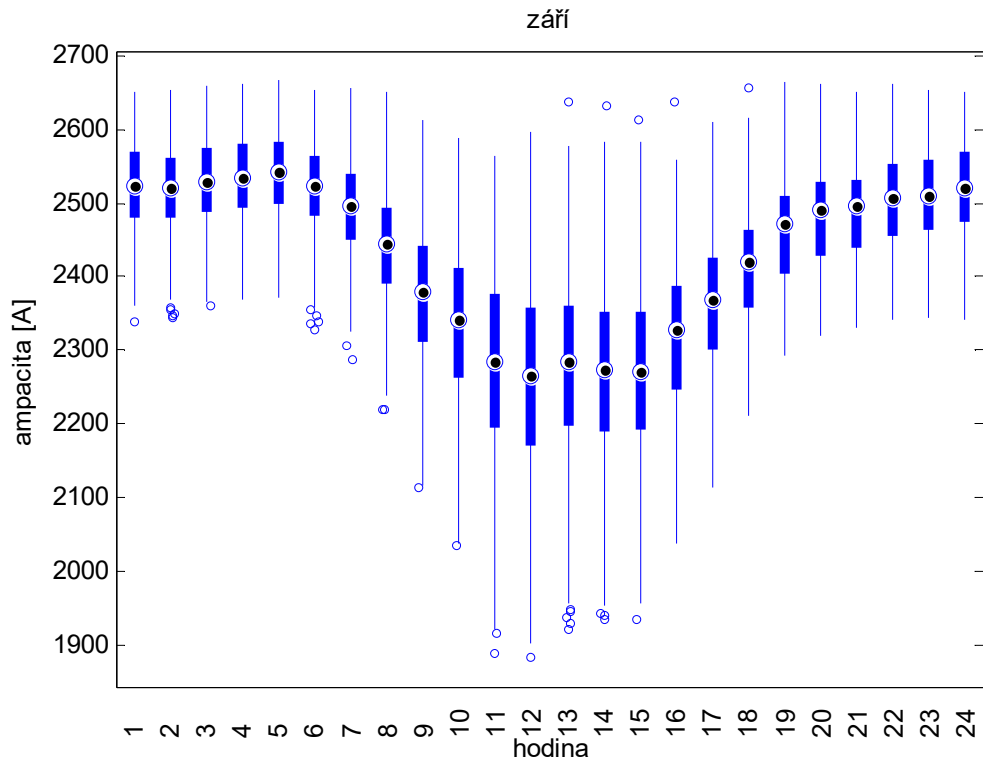
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červen při bezvětří.



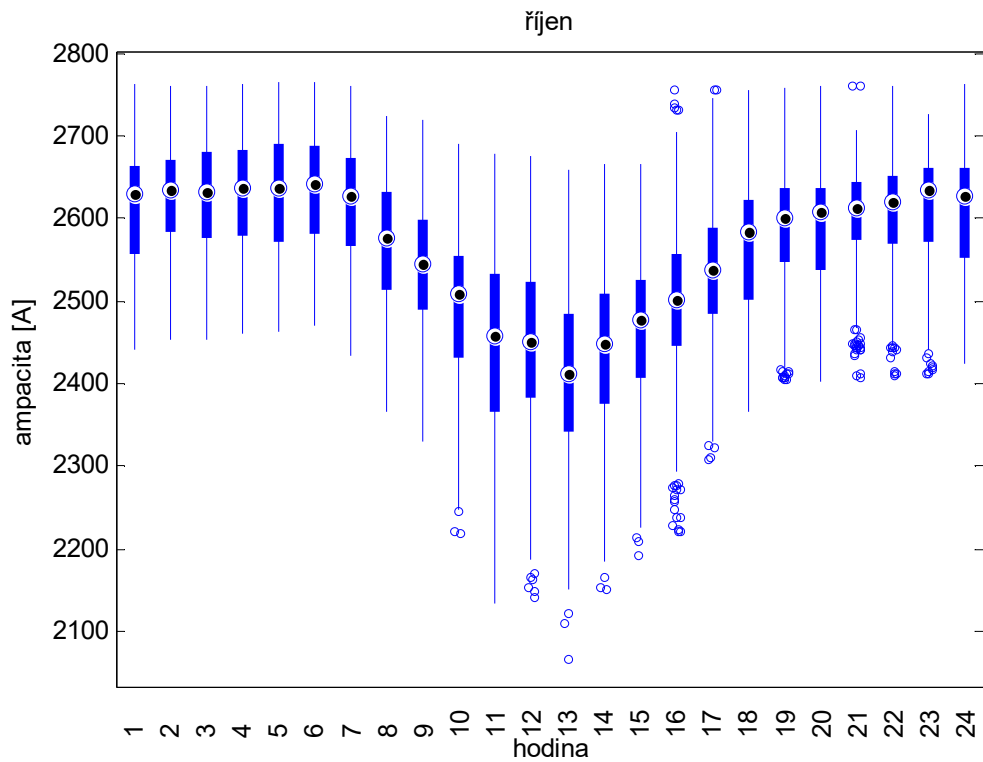
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc červenec při bezvětrí.



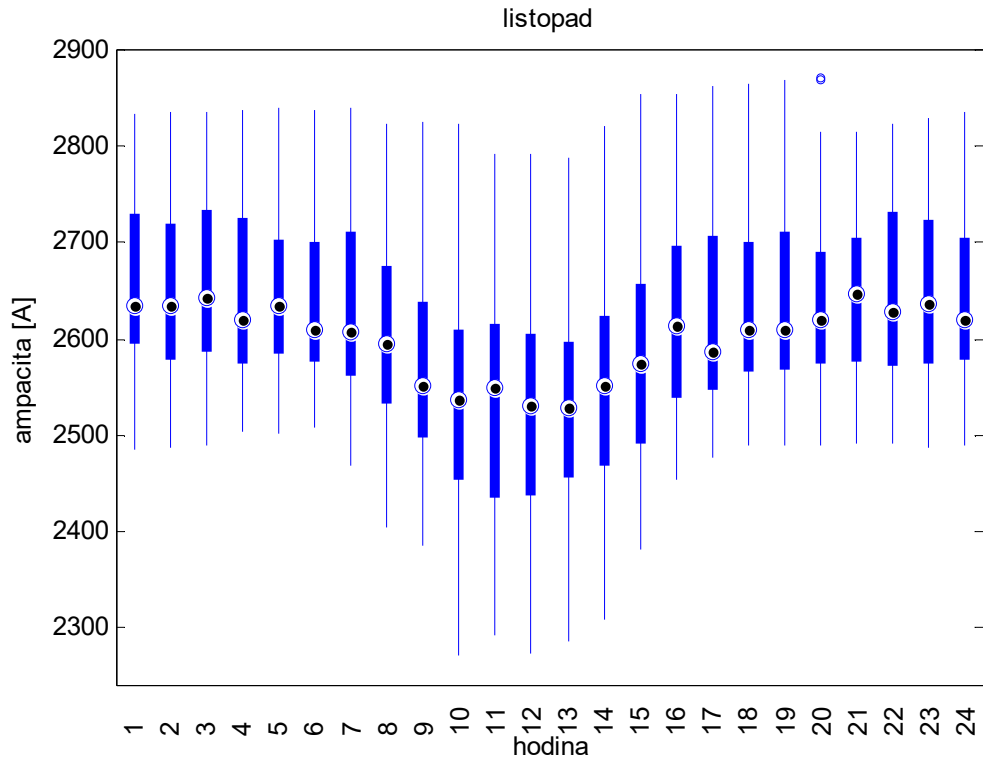
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc srpen při bezvětrí.



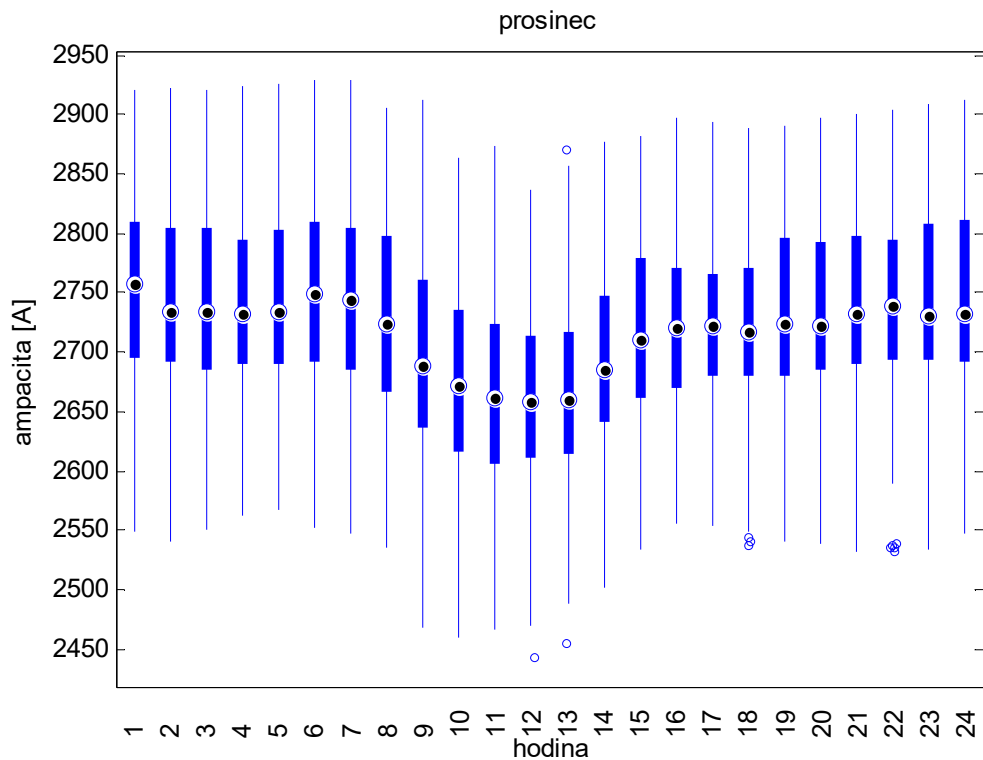
Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc září při bezvětrí.



Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc říjen při bezvětrí.



Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc listopad při bezvětrí.

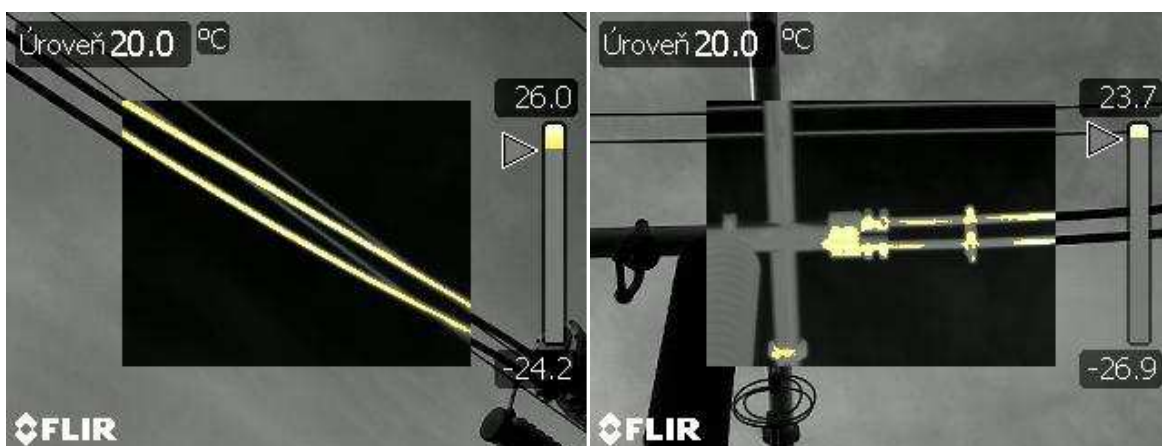


Rozložení ampacity po hodinách pro měsíc prosinec při bezvětrí.

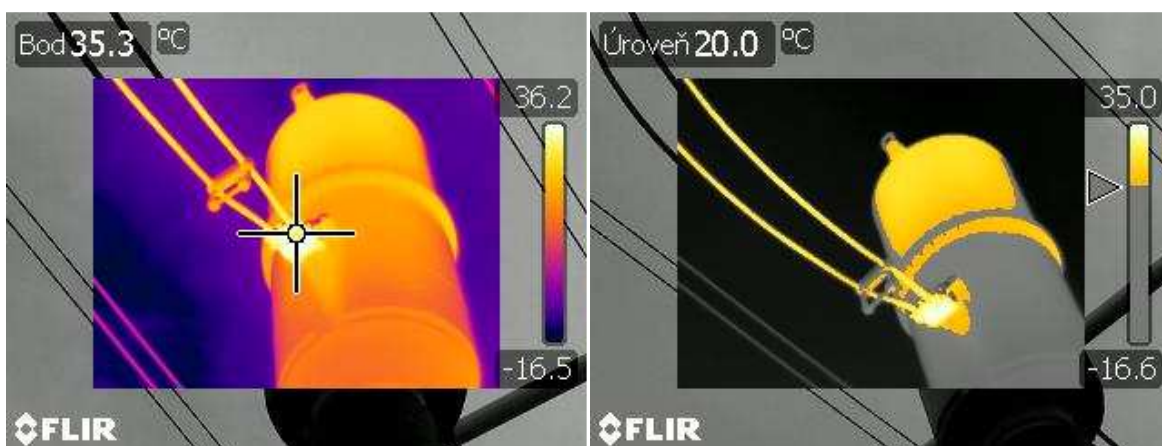
F. Termovizní měření na Rozvodně Přeštice

Měření termovizní kamerou přístrojového pole vedení V432 v Rozvodně Přeštice jsem provedl 26. 9. 2012 v době mezi 9:00 a 11:30 za proměnlivé oblačnosti. Teplota okolí se pohybovala okolo 12 °C v době zahájení měření. Linka byla V432 byla vybrána k měření z důvodu nejvyššího zatížení v rámci rozvodny k 7. hodině ranní, a to téměř 1000 A, což představuje 50% hodnotu maximální zatížitelnosti vzhledem k současně platným normám.

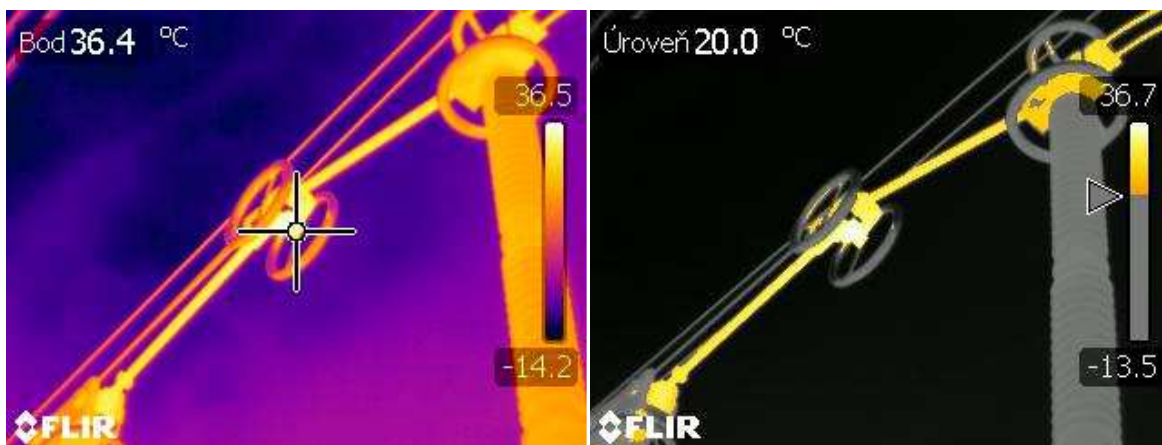
Účelem měření bylo zjistit případné problémy se zahříváním některých prvků v rozvodně. Celková ampacita totiž nezávisí pouze na vodičích venkovního vedení, ale představuje hodnotu odvíjející se od nejnižší zatížitelnosti kteréhokoliv prvku řetězce linky. Z tohoto důvodu byly změřeny všechny potenciálně problematické prvky zařízení v rozvodně, které by mohly při navýšení procházejícího proudu představovat riziko při nově navrhovaném způsobu zatěžování.



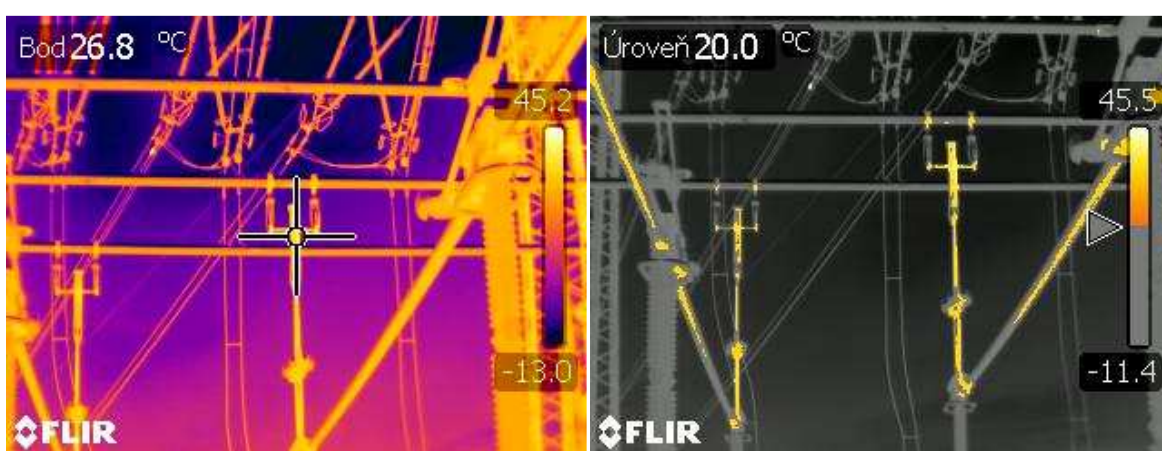
Termovizní snímky lanových přípojníc mezi přístroji (vlevo) a v místě kontaktů s trubkovou přípojnící (vpravo).



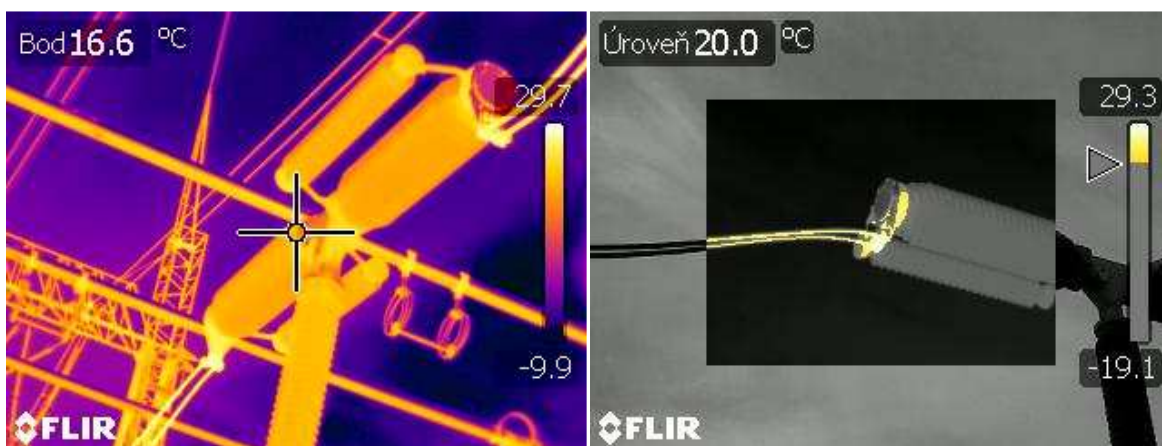
Termovizní snímky proudového transformátoru.



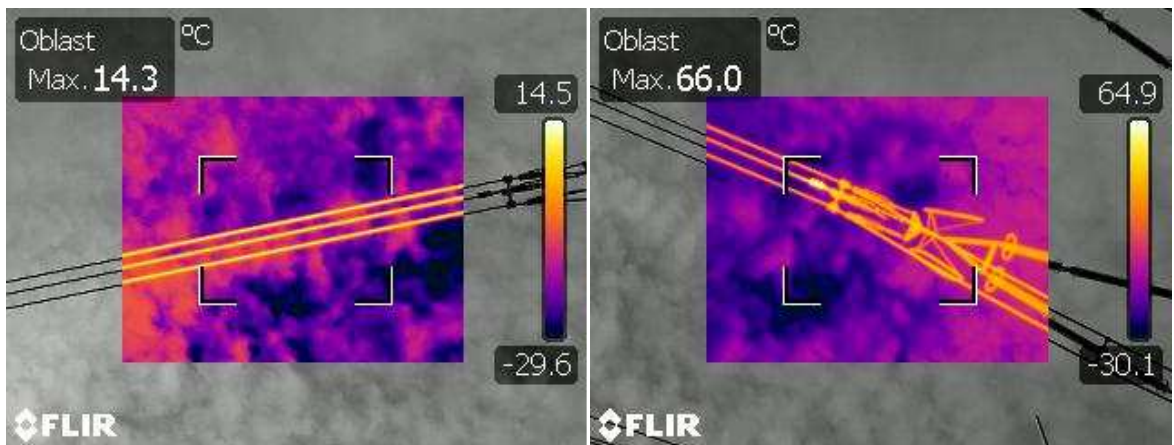
Termovizní snímky sklápěcího odpojovače.



Termovizní snímky pantografického odpojovače.



Termovizní snímky výkonového vypínače.



Termovizní snímky svazkových vodičů vedení (vlevo) a kotevního místa na ústí rozvodny (vpravo).

Pro všechny měřené části byl napevno nastaven činitel emisivity na 0,95, který by měl odpovídat lakovaným částem přístrojů anebo silně zkorodovaným vodičům. Během měření se ukázalo, že žádná část přístrojového vybavení se nijak významně nezahřívá. Nicméně není bez povšimnutí snímek vodičů, který vzhledem k naměřenému nárůstu teploty ukazuje jednak na evidentně vysokou hodnotu nastavené emisivity pro vodiče trojsvazku, na druhou stranu vysokou teplotu v místě napojení vodičů linku na lanové přípojnice na ústí rozvodny. Jako nejvíce ohřátý prvek vedení se jeví spojka na vedení, která dle termovize dosahuje teploty 66 °C.

Spojky lanových vodičů na vedení byly již detailně analyzovány v disertační práci [25] zaměřené na jejich analýzu termovizí, proto jsem se dále zaměřoval na jiné kritické prvky soustavy. Z měření a srovnání parametrů hlavních prvků linky vyplynulo zaměřit se na lanové přípojnice v rozvodnách a analogicky na lanové spojky trubkových přípojníc, které by mohly být ovlivněny novým způsobem provozu přenosové soustavy.