

**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE**

**FAKULTA STAVEBNÍ**

Katedra betonových a zděných konstrukcí



## **DIPLOMOVÁ PRÁCE**

**Návrh výztuže základové desky na šířku  
trhliny s ohledem na nesilové účinky**

Design of foundation slab reinforcement for crack width with respect to  
non-force effects

**Čestné prohlášení:**

„Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.“

V Praze dne: 05. 01. 2020

.....

Petr LICHTENBERG

**Poděkování:**

*Děkuji Ing. Marku Vinklerovi, Ph.D., za odborné vedení, poskytnutí studijních podkladů, konzultací, cenných rad a připomínek, které napomohly ke vzniku této diplomové práce.*

*Petr LICHTENBERG*

Název práce:

**Návrh výztuže základové desky na šířku trhliny s ohledem na nesilové účinky**

Autor: Petr Lichtenberg

Obor: Konstrukce pozemních staveb

Druh práce: Diplomová práce

Vedoucí práce: Ing. Marek Vinkler, Ph.D.  
Katedra betonových a zděných konstrukcí  
Fakulta stavební, ČVUT v Praze

Anotace: Diplomová práce se zabývá tvorbou softwaru na návrh výztuže základové desky na nesilové účinky. Zkoumá jednotlivé vlivy, které ovlivňují minimální množství výztuže. Porovnává normové postupy s postupy, které zahrnují řešení diferenciálních rovnic, které řeší teplotní profil průřezu v čase.

Klíčová slova: hydratace, hydratační teplo, šířka trhliny, bílá vana, smršťování, rovnovážná napětí, ekvivalentní stáří betonu

Title:

**Design of foundation slab reinforcement for crack width with respect to non-force effects**

Annotation: The thesis deals with the creation of software for the design of reinforcement for non-force effects. It examines the individual influences that affect the minimum amount of reinforcement. It compares standard procedures with procedures that involve the solution of differential equations that solve the temperature profile of a cross-section over time.

Key words: hydration, hydration heat, crack width, white bath, shrinkage, equilibrium stress, age equivalent concrete

## Metodika

Práci lze rozdělit do 3 kroků:

1. Sestavení softwaru na výpočet teplot, napětí a samotných ploch výztuže
2. Samotný výpočet
3. Vyhodnocení výsledků

Sestavení softwaru probíhalo za pomoci vedoucího diplomové práce a různých publikací. Zkoumání teplotního průběhu po průřezu je úloha 1D vedení tepla. Zde se použila numerická metoda konečných prvků. Pro výpočet teplot je potřeba znát vývin hydratačního tepla, které bylo zjišťováno pomocí prediktivního modelu ze složení betonu. Jelikož výpočet teplot v průřezu je iterativní proces a počáteční vstupní teploty jsou ať už více či méně nepřesné, je potřeba tyto výsledné teploty v každém kroku opravit aproximační metodou. Pro zpřesnění výsledných teplot, byla použita aproximační metoda tečen. Po vyřešení teplot po průřezu se zjistí relativní teplotní deformace, z které zjišťujeme výsledné napětí po průřezu. Následný výpočet minimálního množství výztuže na nesilové účinky (tato práce se zabývá pouze hydratačním teplem a třením v základové spáře) vychází z normových vztahů.

Závěrem práce je vyhodnocení jednotlivých parametrů, které mají vliv na minimální množství výztuže. V této práci se zkoumal vliv geometrie, respektive vliv tloušťky základové desky, dále vliv tření mezi základovou deskou a podkladní vrstvou. K tomu je třeba znát součinitel tření, který se se zjišťuje laboratorně nebo empiricky. V normách jsou pro různé případy podkladních vrstev vypsány orientační součinitele tření. Další zkoumané vlivy byly různé nesymetrické okrajové podmínky (např. rozdílné teploty na dolním a horním povrchu, rozdílné krytí, rozdílné limitní šířky trhlin atd.). V poslední řadě se práce zmiňuje o tom, jaký vliv má složení betonu do základové desky bílé vany na průběh vývinu hydratačního tepla a ranné trhliny od nesilových účinků.

## Obsah

A.	TEORETICKÁ ČÁST .....	4
1.1	Úvod do problematiky .....	4
1.2	Základní pojmy.....	4
1.3	Cement .....	4
1.3.1	Hlavní složky.....	4
1.3.2	Doplňující složky.....	7
1.3.3	Normalizované označování .....	7
1.3.4	Vlastnosti cementu .....	8
1.4	Vodonepropustné konstrukce-bílé vany.....	10
1.5	Nesilové účinky .....	11
1.5.1	Vynucená namáhání.....	11
1.5.2	Smršťování .....	12
1.5.3	Dotvarování betonu .....	14
1.5.4	Vývin hydratačního tepla .....	16
B.	PRAKTICKÁ ČÁST .....	18
1	<b>Numerická analýza.....</b>	<b>18</b>
1.1	Vývin hydratačního tepla .....	18
1.2	Napětí .....	23
1.3	Minimální množství výztuže .....	24
2	<b>Parametrická studie .....</b>	<b>26</b>
2.1	Vliv tloušťky .....	28
2.1.1	Deska tloušťky 300 .....	28
2.1.2	Deska tloušťky 500 .....	31
2.1.3	Deska tloušťky 800 .....	34
2.1.4	Diskuze .....	37
2.2	Vliv součinitele tření .....	39
2.2.1	Součinitel tření 0,3 .....	39
2.2.2	Součinitel tření 0,7 .....	42
2.2.3	Součinitel tření 1,0 .....	45
2.2.4	Součinitel tření 1,4 .....	45
2.2.5	Diskuze .....	48
2.3	Vliv nesymetrických okrajových podmínek.....	50
2.3.1	Rozdílné teploty .....	50
2.3.2	Rozdílné limitní šířky trhlin a krytí.....	53
2.3.3	Diskuze .....	56
2.4	Vliv betonové směsi.....	57
C.	ZÁVĚR .....	59
D.	ZDROJE .....	60
E.	PŘÍLOHY .....	61

## Seznam obrázků

OBRÁZEK 1.POŽADAVKY NA MECHANICKÉ A FYZIKÁLNÍ VLASTNOSTI CEMENTŮ UVEDENÉ JAKO CHARAKTERISTICKÉ HODNOTY DLE ČSN EN 197-1 [18, STR. 45] .....	8
OBRÁZEK 2. MĚRNÁ HMOTNOST CEMENTU V KG/M <sup>3</sup> [18, STR.46].....	8
OBRÁZEK 3.HYDRATAČNÍ TEPLA PŘI 20 °C (ORIENTAČNÍ HODNOTY PODLE EN 196-8 V J/G) [18, STR.47] .....	9
OBRÁZEK 4. POŽADAVKY NA CHEMICKÉ VLASTNOSTI CEMENTŮ UVEDENÉ JAKO CHARAKTERISTICKÉ HODNOTY DLE ČSN EN 197-1 [18, STR.48].....	10
OBRÁZEK 5.SMRŠTĚNÍ BETONU VLIVEM VYSYCHÁNÍ (HTTP://WWW.EBETON.CZ/POJMY/SMRSTOVANI-BETONU). 13	
OBRÁZEK 6.DOTVAROVÁNÍ BETONU (HTTP://WWW.EBETON.CZ/POJMY/SMRSTOVANI-BETONU).....	14
OBRÁZEK 7. DOTVAROVÁNÍ BETONU PŘI KONSTANTNÍM A PŘERUŠOVANÉM ZATÍŽENÍ ([15],STR.14).....	15
OBRÁZEK 8. ZÁVISLOST PŘETVOŘENÍ VYVOZENÉHO DOTVAROVÁNÍM NA VELIKOSTI NAPĚTÍ ([15.],STR.15) .....	16
OBRÁZEK 9. HYDRATAČNÍ TEPLA BETONU V ZÁVISLOSTI NA TEPLTNÍM REŽIMU ZRÁNÍ A STÁŘÍ.....	17
OBRÁZEK 10. TEPLOTA BETONU PŘI IZOTERMICKÉ A ADIABATICKÉ ZKOUŠCE UVOLŇOVÁNÍ TEPLA .....	17
OBRÁZEK 11. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 300 .....	28
OBRÁZEK 12.TEPLoty PRO DESKU TL. 300: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	29
OBRÁZEK 13. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	30
OBRÁZEK 14. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED .....	30
OBRÁZEK 15. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 .....	31
OBRÁZEK 16.TEPLoty PRO DESKU TL. 500: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	32
OBRÁZEK 17. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	33
OBRÁZEK 18. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	33
OBRÁZEK 19. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 800 .....	34
OBRÁZEK 20.TEPLoty PRO DESKU TL. 800: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	35
OBRÁZEK 21. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	36
OBRÁZEK 22. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	36
OBRÁZEK 23. GRAF MINIMÁLNÍ PLOCHY VÝZTUŽE V ZÁVISLOSTI NA TLOUŠŤCE DESKY .....	38
OBRÁZEK 24. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 .....	39
OBRÁZEK 25.TEPLoty SOUČINITEL TŘENÍ 0,3: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	40
OBRÁZEK 26. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	41
OBRÁZEK 27. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	41
OBRÁZEK 28. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 .....	42
OBRÁZEK 29.TEPLoty SOUČINITEL TŘENÍ 0,7: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	43
OBRÁZEK 30. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	44
OBRÁZEK 31. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	44
OBRÁZEK 32. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 .....	45
OBRÁZEK 33.TEPLoty SOUČINITEL TŘENÍ 1,4: A) TEPLOTA PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLOTĚ; B) ROZDÍLY TEPLoty PŘI MAX. TEPLOTĚ; C) TEPLOTA V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	46
OBRÁZEK 34. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	47
OBRÁZEK 35. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	47
OBRÁZEK 36. GRAF MINIMÁLNÍ PLOCHY VÝZTUŽE V ZÁVISLOSTI NA SOUČINITELI TŘENÍ .....	49
OBRÁZEK 37. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 A ROZDÍLNÝMI POČÁTEČNÍMI TEPLotAMI NA OKRAJÍCH .....	50

OBRÁZEK 38. TEPLoty PRO ROZDÍLNÉ TEPLoty: A) TEPLota PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLotĚ; B) ROZDÍLY TEPLot PŘI MAX. TEPLotĚ; C) TEPLota V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	51
OBRÁZEK 39. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	52
OBRÁZEK 40. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	52
OBRÁZEK 41. GRAF VÝVINU TEPLA V ČASE PRO TLOUŠŤKU DESKY 500 A S ROZDÍLNÝMI LIMITNÍMI ŠÍŘKAMI TRHLIN A VELIKOSTMI KRYTÍ .....	53
OBRÁZEK 42. TEPLoty PRO ROZDÍLNÉ ŠÍŘKY TRHLIN A KRYTÍ: A) TEPLota PO PRŮŘEZU PŘI MAX. TEPLotĚ; B) ROZDÍLY TEPLot PŘI MAX. TEPLotĚ; C) TEPLota V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU (ZLEVA DOPRAVA, SHORA DOLŮ) .....	54
OBRÁZEK 43. NAPĚTÍ PO PRŮŘEZU .....	55
OBRÁZEK 44. NAPĚTÍ V ČASE NA OKRAJÍCH A UPROSTŘED PRŮŘEZU .....	55
OBRÁZEK 45. POROVNÁNÍ POŽADAVKŮ NA NORMALIZOVANÝ BETON BS1 A DLE TP ČBS 02, ČSN EN 206 A ČSN EN 206-1/Z4 ([16], STR.14).....	57

## Seznam tabulek

TABULKA 1. TABULKA VSTUPNÍCH HODNOT PRO VŠECHNY ZKOUMANÉ PŘÍPADY.....	26
TABULKA 2. VÝSLEDKY ZE ZÁVISLOSTI NA TLOUŠŤCE PRO L=50 M .....	37
TABULKA 3. VÝSLEDKY ZE ZÁVISLOSTI NA TLOUŠŤCE PRO L=25 M .....	37
TABULKA 4. VÝSLEDKY ZE ZÁVISLOSTI NA SOUČINITELI TŘENÍ PRO L=50 M .....	48
TABULKA 5. VÝSLEDKY ZE ZÁVISLOSTI NA SOUČINITELI TŘENÍ PRO L=25 M .....	48
TABULKA 6. VÝSLEDKY Z NESYMETRICKÝCH OKRAJOVÝCH PODMÍNEK .....	56



# A. Teoretická část

Teoretická část vysvětluje jednotlivé nesilové účinky, které mohou u betonových konstrukcích vzniknout, respektive u základových konstrukcí bílých van. Je zde i lehká zmínka o složení cementu, jelikož ten má asi největší vliv na nesilové účinky.

## 1.1 Úvod do problematiky

Problematika minimálního množství výztuže na nesilové účinky je v praxi často podceňována. Když už se jí projektant zabývá, má k dispozici pouze zjednodušené normové vztahy [1,2,3], které zdaleka nereflektují komplexitu celého problému. Nejjednodušším řešením je potom předimenzování množství výztuže. [6]

## 1.2 Základní pojmy

**Tuhnutí betonu** – chemický proces, při kterém směs vody a cementu tvoří cementový gel který tuhne v pevnou hmotu. V praxi se musí počátek tuhnutí oddálit z důvodu výroby, transportu, uložení a zpracování

**Tvrdnutí betonu** – proces, kdy už ztuhlý beton nabývá na pevnosti

**Tření** – vznik smykové síly mezi dvěma tělesy

**Izotermický děj** – je termodynamický děj, při kterém se nemění teplota termodynamické soustavy

**Adiabatický děj** – je termodynamický děj, při kterém nedochází k tepelné výměně mezi okolím a plynem, probíhá za dokonalé izolace, což znamená že soustava žádné teplo nevydává ani nepřijímá

**Cement** – cement je hydraulické pojivo. Jedná se o jemně mletý anorganický materiál, který po smíchání s vodou vytváří kaši, která v důsledku chemické hydraulické reakce tuhne a tvrdne. Po předchozím zatuhnutí na vzduchu dále tuhne a tvrdne i pod vodou, při zachování pevnosti a stability [18]

**Hydratace** – po smíchání cementu s vodou začne chemická reakce při které se tvoří jemné krystalky a vzájemně prorůstají, tím cementový tmel tvrdne. [9]

**Hydratační teplo** – při hydrataci betonu vzniká teplo, které se uvolňuje z chemické reakce.

**Bílá vana** – železobetonová konstrukce spodní stavby, která slouží jak nosná konstrukce, tak i vodonepropustná konstrukce a tím nahrazuje izolaci spodní stavby.

## 1.3 Cement

### 1.3.1 Hlavní složky

Jsou zvláště vybrané anorganické látky v množství převyšujícím 5% hmotnosti všech použitých hlavních a doplňujících složek. Dále popsané informace jsou čerpány z [18].

- **Portlandský slínek (K)**

Portlandský slínek se vyrábí pálením nejméně do slinutí přesně připravené surovinové směsi, obsahující prvky obvykle vyjádřené jako oxidy CaO, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> a malá množství jiných látek. Surovinová směs musí být homogenní. Portlandský slínek je hydraulická látka, která se musí sestávat nejméně ze dvou třetin hmotnosti z křemičitanů vápenatých (trikalciumpilát C<sub>3</sub>S / Alit

a dikalciumsilikát  $C_2S$  / Belit). Ve zbytku jsou pak obsaženy slídkové fáze obsahující hliník a železo a jiné sloučeniny (trikalcialuminát  $C_3A$  a tetrakalciumaluminátferit  $C_4AF$ ).“ [18]

- **Granulovaná vysokopecní struska (S)**

Granulovaná vysokopecní struska vzniká rychlým ochlazením vhodně složené struskové taveniny vznikající při tavení železné rudy ve vysoké peci. Struska musí být nejméně ze dvou třetin hmotnosti sklovitá a při vhodné aktivaci musí vykazovat hydraulické vlastnosti. Granulovaná vysokopecní struska se musí sestávat nejméně ze dvou třetin hmotnosti z oxidu vápenatého ( $CaO$ ), oxidu hořečnatého ( $MgO$ ) a oxidu křemičitého ( $SiO_2$ ). Zbytek obsahuje oxid hlinitý ( $Al_2O_3$ ) a malá množství jiných sloučenin. Hmotnostní podíl  $(CaO + MgO) / (SiO_2)$  musí být větší než 1.

- **Pucolány (P, Q)**

„Pucolány jsou přírodní látky křemičité nebo křemičito-hlinité, popřípadě kombinace obou. Popílek a křemičitý úlet mají rovněž pucolánové vlastnosti, ale jsou uvedeny v samostatných článcích. Pucolány po smíchání s vodou samy netvrdnou, avšak jsou-li jemně semlety, reagují v přítomnosti vody za normální teploty s rozpuštěným hydroxidem vápenatým ( $Ca(OH)_2$ ) a tvoří sloučeniny křemičitanů vápenatých a hlinitanů vápenatých, které jsou nositeli narůstající pevnosti. Tyto sloučeniny jsou podobné těm, které vznikají při tvrdnutí hydraulických látek. Pucolány obsahují v podstatě aktivní oxid křemičitý ( $SiO_2$ ) a oxid hlinitý ( $Al_2O_3$ ). Ve zbytku pak oxid železitý ( $Fe_2 O_3$ ) a jiné oxidy. Obsah aktivního oxidu křemičitého musí být nejméně 25% hmotnosti.

- **Přírodní pucolán (P)**

„Přírodní pucolány jsou obvykle látky vulkanického původu nebo sedimentární horniny vhodného chemického a mineralogického složení.“ [18]

- **Přírodní kalcinované pucolány (Q)**

Přírodní kalcinované pucolány jsou látky vulkanického původu, hlíny, břidlice nebo sedimentované horniny, aktivované tepelnou úpravou.

- **Popílký (V, W)**

Popílek se získává elektrostatickým nebo mechanickým odlučováním prachových částic z kouřových plynů topenišť otápěných práškovým uhlím. Popílek získaný jiným způsobem nesmí být v cementech podle EN 197-1 použit. Popílek může být svou podstatou křemičitý nebo vápenatý. První má pucolánové vlastnosti, druhý může mít navíc hydraulické vlastnosti. Ztráta žíháním popílku, stanovená podle EN 196-2, avšak při době žíhání 1 hodinu, musí být v rozsahu hodnot uvedených níže:

- a) 0 až 5 % hmotnosti
- b) 2 až 7 % hmotnosti
- c) 4 až 9 % hmotnosti.

Horní hodnota rozsahu ztráty žíháním popílku použitého při výrobě cementu jako hlavní složky musí být uvedena na pytli a/nebo v průvodních obchodních dokladech. Popílek se ztrátou žíháním do 7% nebo do 9% hmotnosti může být použit za předpokladu, že jsou splněny

požadavky na trvanlivost, zejména na mrazuvzdornost a na slučitelnost s přísadami podle příslušných norem a/nebo předpisů pro beton nebo maltu v místě použití.

- **Křemičitý popílek (V)**

Křemičitý popílek je jemný prášek převážně sestávající z kulových částic s pucolánovými vlastnostmi. Sestává zejména z aktivního oxidu křemičitého ( $\text{SiO}_2$ ) a oxidu hlinitého ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Ve zbytku je pak obsažen oxid železitý ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ), oxid vápenatý ( $\text{CaO}$ ) a jiné sloučeniny. Obsah aktivního  $\text{CaO}$  musí být nižší než 10% hmotnosti. Obsah volného  $\text{CaO}$  stanovený metodou uvedenou v EN 451-1 nesmí být vyšší než 1% hmotnosti. Popílek s obsahem volného  $\text{CaO}$  nad 1% hmotnosti, avšak méně než 2,5% hmotnosti může být rovněž použit za předpokladu, že jsou splněny požadavky na objemovou stálost nepřevyšující 10 mm při zkoušení podle EN 196-3 se směsí 30% hmotnosti křemičitého popílku a 70% hmotnosti cementu CEM I, který odpovídá EN 197-1. Obsah aktivního  $\text{SiO}_2$  nesmí být menší než 25% hmotnosti. Vápenatý popílek (W) Vápenatý popílek je jemný prášek, který má hydraulické a/nebo pucolánové vlastnosti. Sestává zejména z aktivního oxidu vápenatého ( $\text{CaO}$ ), aktivního oxidu křemičitého ( $\text{SiO}_2$ ) a oxidu hlinitého ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Ve zbytku je pak obsažen oxid železitý ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) a jiné sloučeniny. Obsah aktivního  $\text{CaO}$  nesmí být menší než 10% hmotnosti. Rozpínání při zkoušce objemové stálosti vápenatého popílku podle EN 196-3 nesmí být větší než 10 mm s použitím směsi 30% hmotnosti vápenatého popílku semletého výše uvedeným způsobem a 70% hmotnosti cementu CEM I, který odpovídá EN 197-1.

- **Kalcinovaná břidlice (T)**

Kalcinovaná břidlice, zejména kalcinovaná olejnatá břidlice, se vyrábí ve speciální peci při teplotě přibližně 800 °C. Podle složení přírodního materiálu a výrobního postupu obsahuje kalcinovaná břidlice slínkové fáze, zvláště dikalciumsilikát a monokalciumaluminát. Kalcinovaná břidlice má v jemně semletém stavu výrazné hydraulické vlastnosti jako portlandský cement a navíc má pucolánové vlastnosti. Vhodně semletá kalcinovaná břidlice musí mít při zkoušení podle EN 196-1 po 28 dnech pevnost v tlaku nejméně 25,0 MPa. Rozpínání při zkoušce objemové stálosti kalcinované břidlice podle EN 196-3 nesmí být větší než 10 mm s použitím směsi 30% hmotnosti semleté kalcinované břidlice a 70% hmotnosti cementu CEM I odpovídajícího EN 197-1.

- **Vápenec (L, LL)**

Vápenec musí splňovat tyto požadavky:

- a) obsah uhlíčitanu vápenatého ( $\text{CaCO}_3$ ) vypočtený z obsahu oxidu vápenatého, musí být nejméně 75% hmotnosti,
- b) obsah jílovitého podílu, stanovený zkouškou methylenovou modří podle EN 933-9, nesmí být větší než 1,20 g/100 g,
- c) celkový obsah organického uhlíku (TOC) při zkoušení podle EN 13639 musí vyhovět těmto kritériím:

LL: obsah TOC nesmí být větší než 0,20% hmotnosti,

L: obsah TOC nesmí být větší než 0,50% hmotnosti.“

- **Křemičitý úlet (D)**

Křemičitý úlet vzniká při redukci křemene vysoké čistoty uhlím v elektrické obloukové peci při výrobě křemičitých nebo ferro-křemičitých slitin a sestává z velmi jemných, kulovitých částic obsahujících nejméně 85% hmotnosti amorfního oxidu křemičitého. Křemičitý úlet musí splnit tyto požadavky: a) ztráta žíháním nesmí být vyšší než 4% hmotnosti při stanovení podle EN 196-2, avšak při době žíhání 1 hodina, b) měrný povrch (BET) původního křemičitého úletu při zkoušení podle ISO 9277 musí být nejméně 15,0 m<sup>2</sup> /g. Pro společné semílání se slínkem a síranem vápenatým může být použit křemičitý úlet v původním stavu nebo lisovaný nebo granulovaný (ovlhčený vodou).

### **1.3.2 Doplnující složky**

Jsou zvláště vybrané anorganické přírodní látky, anorganické látky pocházející z procesu výroby slínku nebo složky uvedené v ČSN EN 197-1, kap. 5.2, pokud nejsou v cementu použity 41 jako složky hlavní. Množství doplňující složky nesmí převyšovat 5% hmotnosti všech použitých hlavních a doplňujících složek. Doplnující složky po vhodné úpravě nebo v důsledku své zrnitosti zlepšují fyzikální vlastnosti cementu (jako je zpracovatelnost nebo retence vody). Mohou být inertní nebo mohou mít slabě hydraulické, latentně hydraulické nebo pucolánové vlastnosti. V tom směru však na ně nejsou kladeny požadavky. Doplnující složky, musí být řádně připraveny, tj. vybrány, homogenizovány, vysušeny a zdrobněny podle způsobu jejich úpravy nebo dodávání. Nesmí výrazněji zvyšovat spotřebu vody pro zpracování cementu, nesmí v žádném případě snižovat odolnost betonu nebo malty vůči poškození a nesmí snižovat ochranu výztuže vůči korozi.

- Síran vápenatý Se přidává k ostatním složkám cementu v průběhu jeho výroby za účelem úpravy tuhnutí.
- Přísady jsou látky, které jsou přidávány pro usnadnění výroby nebo pro úpravu vlastností cementu. Celkové množství přísad nesmí překročit 1% hmotnosti cementu. Množství organických přísad nesmí překročit 0,5% hmotnosti cementu.

### **1.3.3 Normalizované označování**

Cementy CEM musí být přinejmenším označovány druhem cementu podle tabulky 1 a hodnotami 32,5; 42,5 a 52,5 označujícími pevnostní třídy. K označení tříd podle počátečních pevností se podle potřeby připojí písmena N (normální počáteční pevnost), nebo R (vysoká počáteční pevnost).

### 1.3.4 Vlastnosti cementu

pevnostní třída	pevnost v tlaku MPa				počátek tuhnutí
	počáteční pevnost		normalizovaná pevnost 28 dnů		
	2 dny	7 dnů			
32,5 N	–	≥ 16	≥ 32,5	≤ 52,5	≥ 75
32,5 R	≥ 10,0	–			
42,5 N	≥ 10,0	–	≥ 42,5	≤ 62,5	≥ 60
42,5 R	≥ 20,0	–			
52,5 N	≥ 20,0	–	≥ 52,5	–	≥ 45
52,5 R	≥ 30,0	–			

Obrázek 1. Požadavky na mechanické a fyzikální vlastnosti cementů uvedené jako charakteristické hodnoty dle ČSN EN 197-1 [18, str. 45]

cement	měrná hmotnost	sypná hmotnost volně nasypané	sypná hmotnost setřesené
portlandský	3100	900–1300	1400–1800
portlandský struskový	3050		
portlandský cement s vápencem	3050		
vysokopeční	3000		
portlandský směsný	2950		
pucolánový	2900		

Obrázek 2. Měrná hmotnost cementu v kg/m<sup>3</sup> [18, str.46]

- **Objemová stálost** všech cementů se stanovuje dle EN 196-3 v Le Chatelierově objímce a její roztažení musí být menší než 10mm.
- **Měrné hmotnosti** cementu nejsou předepsány, orientační hodnoty jsou uvedeny v následující tabulce.
- Běžná hodnota **měrného povrchu**, stanovená permeabilní metodou (Blaine), bývá v rozmezí (300–450)m<sup>2</sup>.kg-1. Jemnost mletí ovlivňuje počáteční nárůst pevností, počátek a dobu tuhnutí, objemové změny a rychlost vývinu hydratačního tepla.

druh cementu	pevnostní třída	stanovení hydratačního tepla cementu za:			
		1 den	2 dny	7 dní	28 dní
portlandský cement	52,5 R a 52,5 N 42,5 R	175–250	210–285	270–345	320–395
portlandský cement s vápencem	52,5 N a 42,5 R	180–255	220–295	280–355	315–390
portlandský struskový a vysokopecní cement	42,5 N a 32,5 R	120–195	175–250	250–325	275–350
portlandský směsný	42,5 N a 32,5 R	135–210	180–255	250–325	275–350
vysokopecní cement	32,5 N	70–145	135–210	225–300	250–325

Obrázek 3. Hydratační teplo při 20 °C (orientační hodnoty podle EN 196-8 v J/g) [18, str.47]

Cementy s nízkým hydratačním teplem pro masivní betonové konstrukce mají mít hydratační teplo po 7 dnech (stanovené podle ČSN EN 196-8) nebo po 41 hodinách (stanovené podle ČSN EN 196-9) nejvýše 270 kJ/kg.

vlastnost	druh cementu	pevnostní třída cementu	požadavek v % hm.
ztráta žiháním	CEM I, CEM II	všechny	≤ 5,0
nerozpustný zbytek	CEM I, CEM II	všechny	≤ 5,0
obsah síranů (jako SO <sub>3</sub> )	CEM I, CEM II	32,5 N, 32,5 R, 42,5 N	≤ 3,5
	CEM IV, CEM V	42,5 R, 52,5 N, 52,5 R	≤ 4,0
	CEM III	všechny	≤ 4,0
obsah chloridů	všechny	všechny	≤ 0,1
pucolanita	CEM IV	všechny	vyhoví zkoušce dle EN 196-5

Obrázek 4. Požadavky na chemické vlastnosti cementů uvedené jako charakteristické hodnoty dle ČSN EN 197-1 [18, str.48]

Obsah alkálií vyjádřen jako  $Na_2O_{EKV}$  se nepředepisuje. Běžná hodnota u vyráběných cementů se pohybuje v rozmezí 0,70–1,00 %.

Alkalický ekvivalent se vypočítá podle vzorce:

$$Na_2O_{EKV} = Na_2O \cdot 0,658 \cdot K_2O \text{ [%]} \text{ [18]}$$

#### 1.4 Vodonepropustné konstrukce-bílé vany

Vodonepropustnou konstrukci lze chápat jako jednotlivé monolitické železobetonové konstrukce (desky, stěny), spojené těsníci prvky (těsnící plechy, profily) v pracovních spárách. Případné poruchy bílých van (průsaky) jsou nejčastěji způsobeny vznikem vodopropustných trhlin (návrh, technologie), vodopropustnou pracovní spárou (provádění, technologie) nebo plošným průsakem hmotou betonu (návrh, technologie). Je tedy vidět, že technologie betonu může ovlivnit vznik všech typů poruch vodonepropustné konstrukce. Navrhování bílých van není v České republice normalizované, využívají se proto zahraniční směrnice, případně jejich překlady. Pro správnou funkci bílé vany je třeba vhodně navržená geometrie konstrukce. Snažíme se omezit koncentrace napětí v místech kde je náhlá změna tloušťky nebo výškové úrovně. Toho můžeme docílit např. s náběhy nebo kompresními prvky. Tloušťka konstrukce závisí na výšce vodního sloupce a na třídě požadavku v případě TP ČBS 02 (překlad Rakousko), nebo na třídě namáhání, typu konstrukce a způsobu provedení v případě WU směrnice (Německo). Další vlivy, které ovlivní funkčnost bílé vany je uspořádání konstrukce, vyztužení, těsnění spár a postup výstavby. Hlavní funkcí vyztuže u vodonepropustných konstrukcí je, aby zamezily vzniku trhlin, popřípadě aby vznikly pouze takové trhliny, které jsou vodonepropustné (mají takovou šířku, která znemožňuje kapilární jev). Pro vyztužení konstrukce se nejčastěji používá klasická prutová

výztuž, nicméně v některých případech svislých konstrukcí lze prutovou výztuž plně nahradit výztuží rozptýlenou. Návrh vyztužení se provádí na vnější zatížení a na nesilové účinky, ale způsobů pro návrh výztuže je mnoho. [16]

Je patrné, že technologie betonu hodně ovlivňuje nesilové účinky a dobře navržená receptura betonové směsi dokáže snížit riziko vzniku trhliny nebo zmenšit jejich šířku. Napětí lze snížit i řízenými trhlinami v konstrukci, které jsou ošetřeny těsnícím prvkem (např. křížový plech). I při vhodném návrhu konstrukce a vhodně navržené betonové směsi ale nelze vodopropustné trhliny v konstrukci s jistotou vyloučit. Naštěstí poruchy v bílé vaně lze relativně snadno lokalizovat a sanovat než poruchy u povlakových izolací. Pracovní spáry se nejčastěji těsní pomocí těsnících plechů nebo spárovými těsnícími pásy z PVC. V obou případech se musí použít buď v souladu se zkušenostmi stavební firmy, nebo dle detailu dodavatele těsnícího systému a je vhodné detail odsouhlasit předem mezi účastníky výstavby. Správná funkce těsnících prvků závisí na technologicky správném provedení. Prvky musí být dobře obetonovány, musí být dostatečně hluboko ukotveny a musí být správně provedeno jejich napojení. [16]

## 1.5 Nesilové účinky

„Nesilové účinky jsou typem namáhání konstrukcí, které vznikají z nestejnomyšlné tendence k objemové změně v průřezu prvku, popř. z omezené deformace. Vzhledem k tomu, že musí být zachována kompatibilita deformací a z hypotézy o zachování rovinnosti průřezu po deformaci plyne, že i v prvku, který se může volně deformovat, dochází ke vzniku samorovnovážných napětí.“ [4]

Například při vývinu hydratačního je jádro průřezu více ohříváno než krajní povrchy, a to vede nerovnoměrné délkové roztažnosti prvku. To způsobí, že povrch konstrukce je tažený a v jádru průřezu vzniká tlakové napětí, která vyrovnávají menší, resp. větší tendenci k protažení. U volného prvku jsou tato napětí samorovnovážná (normálová síla od těchto napětí je nulová). U prvku upnutého v konstrukci (např. stěna vetknutá do základové desky) vznikají v důsledku omezené deformace dodatečné vnitřní síly. To samé lze pozorovat u vysychání, kdy povrchové vrstvy vysychají mnohem rychleji než zbytek průřezu a což způsobí podobné rozložení napjatosti jako u vývinu hydratačního tepla – v povrchových vrstvách vzniká tahové napětí a ve zbytku průřezu vzniká tlakové napětí. Pokud jsou podmínky symetrické, musí být symetrická i napjatost. Složitější průběh napjatosti nastává v dalších fázích, kdy se nerovnoměrná tendence k objemové změně postupně vyrovnává – chladnutím průřezu u hydratace a postupem vysychání i do vnitřních částí průřezu. [4]

Dalším faktorem ovlivňujícím průběh napjatosti je dotvarování a relaxace, které u mladého betonu hrají významnou roli. Pokud tahová napětí překročí okamžitou pevnost betonu v tahu, vznikne trhlina. Ta způsobí přerozdělení napětí, a ještě k tomu dojde k náhlé aktivaci tahové síly ve výztuži. [4]

### 1.5.1 Vynucená namáhání

„Částečně nebo úplné omezení deformací vlivem rovnoměrných nebo lineárně po tloušťce probíhajících přetvoření vlivem nepřímých účinků má za následek vynucené vnitřní síly (namáhání). Stupeň omezení deformací je závislý na podmínkách uložení stavebního objektu jako celku a jednotlivých konstrukčních částí. Vlivem časové závislosti rozvoje nepřímých účinků, závislosti reologických veličin (dotvarování a relaxace) a modulu pružnosti betonu na stáří jsou vynucené vnitřní účinky (napjatosti) rovněž časově závislé.“ [3]



Pokud chceme do výpočtu vnitřních sil vzniklých od vynucených namáhání zahrnout veškeré závislosti, musíme použít náročné výpočetní modely. Pokud mají být tyto síly zohledněny ve smyslu návrhových principů pro zamezení vzniku průběžných trhlin, pak musí být znám rovněž časový průběh nepřímých účinků a náběh pevnostních a deformačních vlastností betonu. [3]

V případě kdy chceme použít jednodušších návrhových postupů pro zjištění vnitřních sil od vynucených namáhání musíme uvážit konzervativní předpoklady o podmínkách uložení (např. plně zabráněno protažení a natočení), nebo uvažováním mezních hodnot nepřímých účinků (např. takových, které vedou k dosažení efektivní tahové pevnosti betonu), nebo jinými, bezpečnými (konzervativními) předpoklady a jim odpovídajícími konstrukčními opatřeními (např. podmínky uložení snižující vynucená přetvoření, navržení řízených spár ve vhodných vzdálenostech), nebo realizací technologických opatření (např. dodržení kontrolovaných podmínek časového vývoje nepřímých účinků). [3]

„Při výpočtu vnitřních sil, ať už jednoduššími postupy nebo komplexnějšími se musí v raném stádiu uvažovat nepřímé účinky vlivem vývinu hydratačního tepla současně se smršťováním pouze tehdy, pokud existují nepříznivé podmínky pro rané smršťování. Ty jsou především u vyšších tlakových pevností betonu ( $f_{ck} > 40$  MPa) ve fázi tuhnutí, a nebo v dále probíhajících stavebních fázích ze smršťování vysycháním jen u konstrukcí malé tloušťky ( $< 150$  mm) vystavených povětrnosti a nízké vlhkosti okolního prostředí (výrazně menší než 50 % relativní vlhkosti), resp. Při klimatických podmínkách způsobujících rychlé vysychání betonu.

Při vynuceném namáhání vlivem klimatických účinků (u konstrukcí, které jsou trvale vystaveny vlivu povětrnosti, popřípadě i v průběhu výstavby) a užívání (vytápěné/nevytápěné prostory) jsou rozhodující teplotní rozdíly v konstrukci, v průřezu nebo mezi navazujícími konstrukčními částmi (základová deska, stěna, stropní deska). Pro výpočet vynucených vnitřních sil lze použít vhodné přibližné metody.

Pro vynucená namáhání od omezení smršťování se musí stanovit příslušné podíly přetvoření na základě jejich časového průběhu.

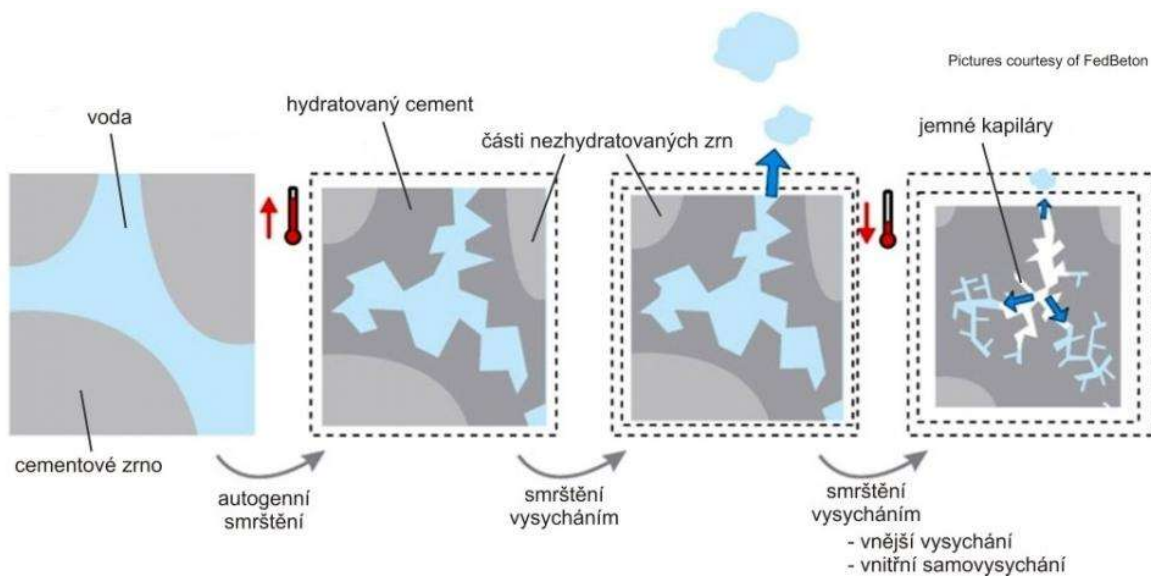
Vynucené vnitřní síly se kombinují dle jejich výskytu a časového sledu.“ [3]

### **1.5.2 Smršťování**

Deformace od smršťování vzniká v důsledku úniku vody. Lze ho rozdělit na dva typy, podle toho, jak dochází k transportu vody.

Buď dochází k transportu vody mezi betonem a jeho okolím kde záleží na relativní vlhkosti okolí. V suším prostředí beton vysychá a tím se zvětšuje povrchové napětí v kapilárách, což má za následek jejich zúžení, a tedy zmenšení celkového objemu betonu. V opačném případě, kdy je větší relativní vlhkosti okolí dochází k bobtnání betonu, kdy se objem zvětšuje. Tento případ není tak výrazný, a proto se většinou neuvažuje.

Anebo dochází k tzv. autogenímu smrštění (nebo-li chemickému smrštění). Toto smrštění vzniká v důsledku menšího objemu produktů z hydratace cementu a vody. Projevuje se hlavně u vysoko pevnostních betonů.



Obrázek 5. Smrštění betonu vlivem vysychání (<http://www.ebeton.cz/pojmy/smrstovani-betonu>)

Vysychání betonu je možné popsat diferenciální rovnicí 2. řádu parabolického typu (difuzní rovnice) pro jednorozměrnou úlohu s délkovou proměnou  $x$  a časovou proměnou  $t$  takto [11].

$$\frac{\partial u}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ D_h \cdot \frac{\partial h}{\partial x} \right] + \frac{\partial h_s}{\partial t} + \kappa \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

$u$  hmotnostní vlhkost betonu [kg/kg]

$h$  pórová relativní hmotnost [Pa/Pa]

$\frac{\partial u}{\partial h}$  sklon sorpční izotermy [-]

$D_h$  difuzivita betonu [ $m^2/s$ ]

$h_s$  pokles relativní vlhkosti vlivem samo-vysychání (spotřeba vody na hydrataci) [Pa/Pa]

$\kappa$  hygrotermický koeficient [1/K]

$T$  teplota [K]

Sorpční izotermu betonu můžeme popsat například pomocí BSB modelu [13]:

$$u = \frac{C \cdot k \cdot V_m \cdot h}{(1 - k \cdot h)[1 + (C - 1) \cdot k \cdot h]} \quad (2)$$

$C, k, V_m$  funkcí složení betonu, stáří betonu, doby ošetřování a teploty [ $m^2/s$ ]

Difuzivitu betonu je možné popsat modelem z analýzy experimentálních dat [14]:

$$D_h = \alpha_h + \beta_h (1 - \exp(-10^{\gamma_h (h-1)} \cdot \ln 2)) \quad (3)$$

$\alpha_h, \beta_h$  funkce vodního součinitele [ $m^2/s$ ]

$\gamma_h$  funkce vodního součinitele [-]

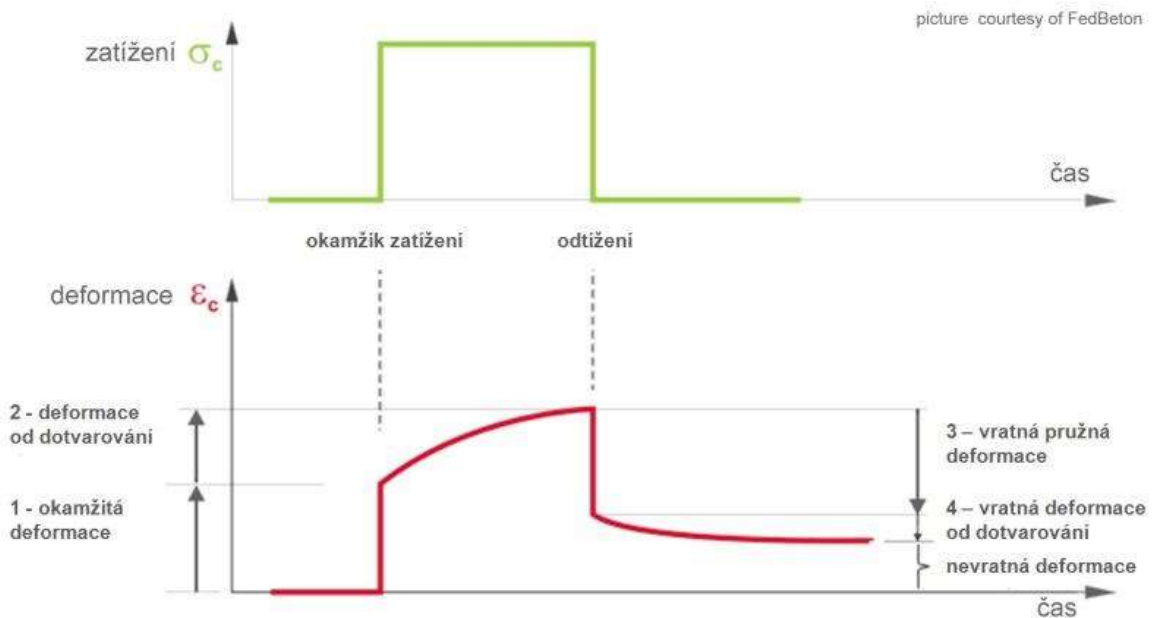
### 1.5.3 Dotvarování betonu

Dotvarování je spjato s mikrostrukturou cementového tmelu. Cementový tmel v sobě obsahuje vodu chemicky vázanou tak i volnou. Volná voda se vytlačuje z mikropórů do kapilár, kudy se dostává na povrch betonu a zde se odpařuje. Ztráta vody způsobuje, že napětí přechází z viskózního prostředí více na pružnou část betonu. Napětí, která se nachází na pružné části betonu, způsobí, že přetvoření po odtižení se mohou z části vrátit. [15]

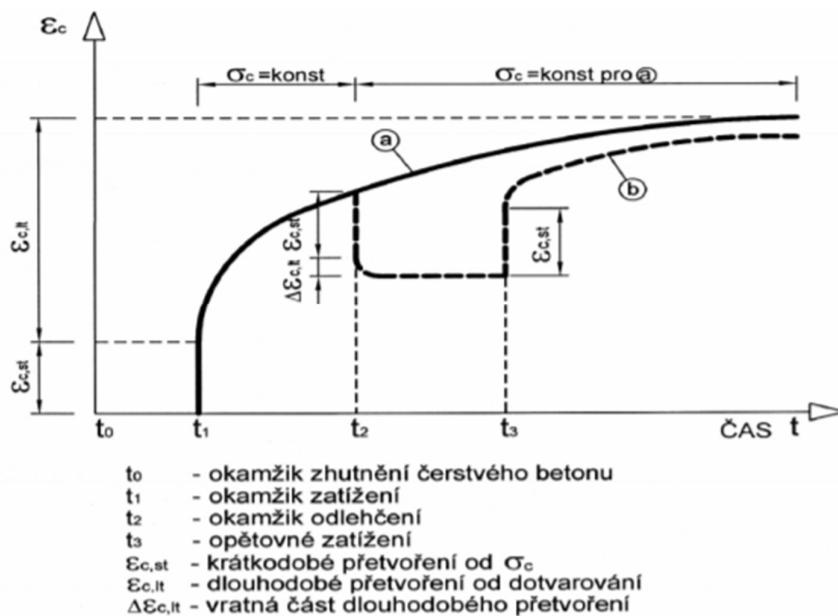
Dotvarování vyvoluje deformace vratné a z části nevratné. Tyto deformace se zvětšují postupem času.

Faktory ovlivňující dotvarování:

- Stáří betonu – beton zatížený později vykazuje menší dotvarování než beton, který se zatíží dříve
- Prostředí – hodnoty dotvarování jsou závislé na hygrometrických podmínkách (v suchém prostředí je dotvarování větší než ve vlhkém)
- Rozměry prvku – záleží na ploše, která je v kontaktu s okolím a přes kterou se voda dostává z betonu
- Druh cementu – záleží na jeho rychlosti tvrdnutí, protože dotvarování probíhá v zatvrdlém betonu
- Vodní součinitel – má značný vliv na dotvarování betonu, hlavně u betonů, které mají nízký vodní součinitel
- Teplota a ošetřování betonu – u konstrukcí, které jsou v normálním prostředí (teplota od  $-10^{\circ}\text{C}$  do  $40^{\circ}\text{C}$ ) je dotvarování zanedbatelné, u konstrukcí kde očekáváme dlouhotrvající vysoké teploty už s dotvarováním musíme počítat
- Druh namáhání – opakovaným namáháním se dotvarování zvětšuje
- Modul pružnosti – v čase se mění jako dotvarování
- Zatížení betonu – po dosažení určité hodnoty zatížení a ponechání tohoto zatížení se deformace stále zvětšuje (tzv. zpožděná deformace)



Obrázek 6. Dotvarování betonu (<http://www.ebeton.cz/pojmy/smrstovani-betonu>)



Obrázek 7. Dotvarování betonu při konstantním a přerušovaném zatížení ([15], str.14)

### Lineární a nelineární dotvarování

„Pro dlouhodobé působící napětí (rozsah napětí betonu při běžném provozním zatížení) lze předpokládat, že přetvoření z dotvarování jsou přímo úměrná pružným přetvořením  $\epsilon$ . Platí tedy:“ [15]

$$\frac{\epsilon_{cc}(t, t_0)}{\epsilon_c} = \varphi(t, t_0)$$

$$\epsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_c}$$

$$\epsilon_{cc}(t, t_0) = \varphi(t, t_0) \cdot \epsilon_c$$

$\epsilon_c$                       přetvoření betonu bezprostředně po jeho zatížení [-]

$\sigma_c$                       tlakové napětí betonu [MPa]

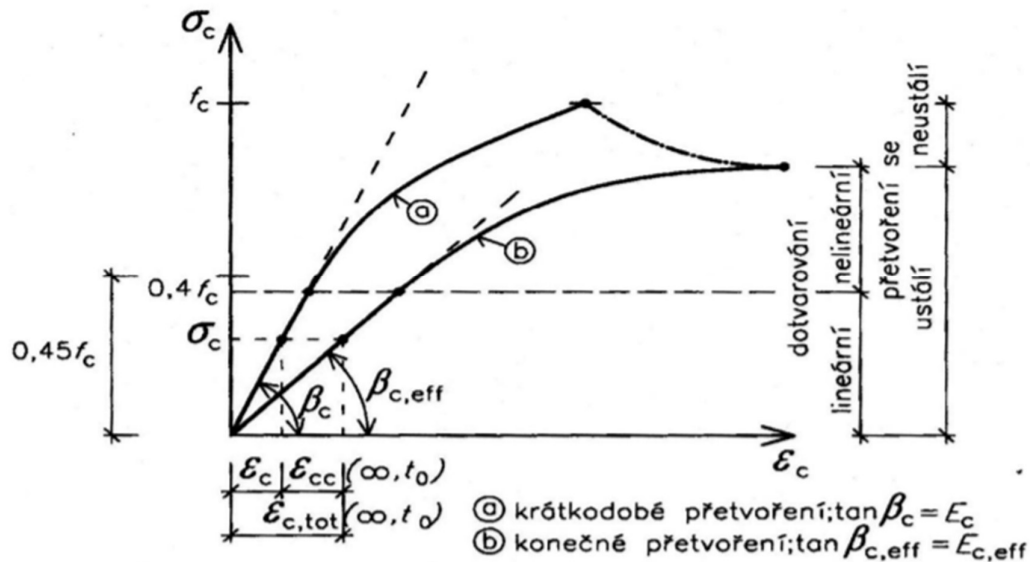
$E_c$                       modul pružnosti betonu [MPa]

$t$                          čas při zatížení v čase  $t$  [dny]

$t_0$                       čas při zatížení v čase  $t_0$  [dny]

„V oblasti lineárního dotvarování je možno vyjádřit přetvoření z dotvarování pomocí účinného modulu pružnosti betonu  $E_{c,eff}$  daného vztahem:“ [15]

$$E_{c,eff} = \frac{\sigma_c}{\epsilon_c + \varphi(t, t_0) \cdot \epsilon_c} = \frac{E_c}{1 + \varphi(t, t_0)}$$



Obrázek 8. Závislost přetvoření vyvozeného dotvarováním na velikosti napětí ([15.], str.15)

„Pokud dlouhodobě působící napětí překročí hodnotu  $0,45f_c$ , ale setrvává menší než pevnost betonu při dlouhodobém zatížení (cca  $0,8f_c$ ), je toto dotvarování nelineární. Toto dotvarování nastává u předpjatého betonu v úseku předpínací výztuže, proto je nutné opravit konečnou hodnotu součinitele dotvarování:“ [15]

$$\varphi_k(t, t_0) = \varphi(t, t_0) \cdot e^{1,5(k_c - 0,45)}$$

$$k_c = \frac{\sigma_c}{f_c(t_0)}$$

$f_c(t_0)$  je pevnost betonu v okamžiku zatížení [MPa]

„Existuje řada teorií pro výpočet přetvoření vyvozeného dotvarováním betonu, které vycházejí z různých předpokladů. Nejstarší teorie zpožděné pružnosti vychází z předpokladu, že v době zatížení nemá vliv na velikost dotvarování stáří betonu. Tato teorie předpokládá, že dotvarování zcela vymizí po odtížení betonu. Teorie stárnutí naopak zohledňuje vliv stáří betonu na velikost dotvarování. Při zatížení staršího betonu dostaneme menší přetvoření od dotvarování, než je ve skutečnosti. Zanedbává vratnost přetvoření. Chování betonu při dotvarování je někde uprostřed těchto teorií. Teorie zpožděné pružnosti se stárnutím je výstižnější než obě předešlé teorie. Určuje rozdíl mezi teorií zpožděné pružnosti a teorií stárnutí. Přihlíží k vratnosti přetvoření.“ [15]

#### 1.5.4 Vývin hydratačního tepla

Vzniklé teplo z hydratace betonu je po průřezu rozloženo nerovnoměrně a důsledku toho je i tendence k tepelné roztažnosti v každém bodě průřezu jiná. To má za následek nerovnoměrné rozložení napětí v průřezu.

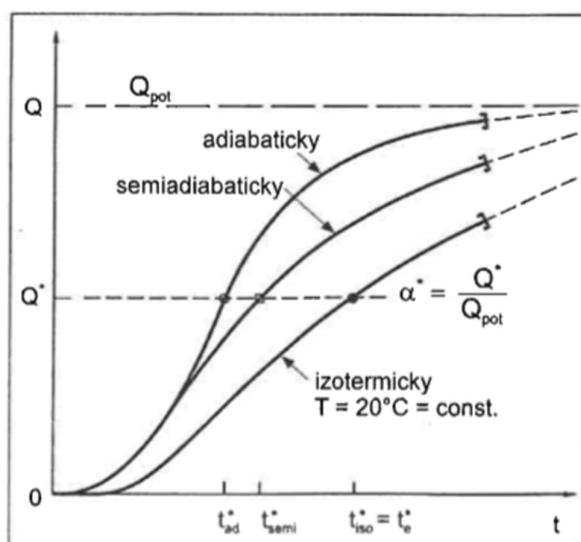
Rozložení teploty po průřezu betonové stěny je možné popsat diferenciální rovnicí 2. řádu parabolického typu (tzv. difúzní rovnice). Tato rovnice vyplývá ze zákona zachování energie.

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \right] + Q_H(te) \quad (4)$$

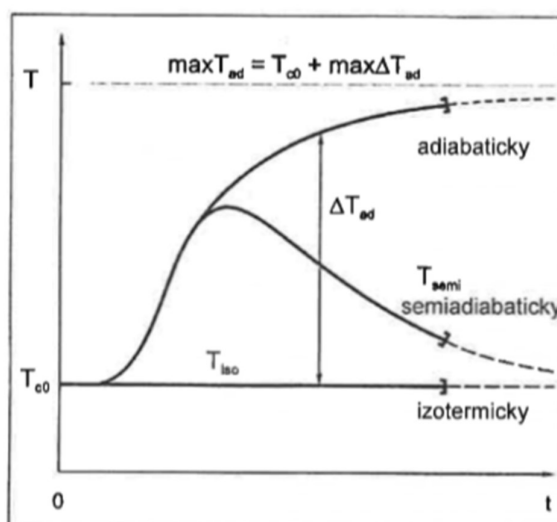
$\rho$  objemová hmotnost [kg/m<sup>3</sup>]

$c_p$	měrná tepelná kapacita [J/Kg/K]
$\lambda$	tepelná vodivost [W/mK]
$Q_H(te)$	vývin hydratačního tepla závislý na ekvivalentním času [W/m <sup>3</sup> ]
$T(x, t)$	teplota závislá na místě a času [°C]

„Stupeň hydratace betonu  $\alpha(t)$  (stupeň zralosti, stupeň tvrdnutí) je definován jako poměr mezi uvolněným teplem do určitého okamžiku  $Q^*(t)$  a celkovým množstvím tepla  $Q_{pot}$  nebo v terminologii adiabatického průběhu teploty jako poměr mezi adiabatickou teplotou v určitém čase  $\Delta T_{ad}(t)$  k maximální adiabatické teplotě  $\max \Delta T_{ad}$ , přičemž uvedené teploty vyjadřují odchylky k referenční teplotě 20 °C. Všechny tyto veličiny lze stanovit adiabatickými zkouškami betonu.“ [3]



Obrázek 9. Hydratační teplo betonu v závislosti na teplotním režimu zrání a stáří



Obrázek 10. Teplota betonu při izotermické a adiabatické zkoušce uvolňování tepla

## B. Praktická část

V praktické části byl sestaven software v jazyce Matlab a následné vyhodnocení výsledků v programu excel. Zkoumal se, jaký vliv mají jednotlivé účinky na množství výztuže.

Zkoumal se vliv tloušťky, součinitele tření a nesymetrické okrajové podmínky.

Pro určení celkového napětí uvažujeme pouze napětí od tření v základové spáře, které počítáme podle normy a napětí od teplotních změn, které vznikly při hydrataci betonu.

Veškeré vstupní parametry (objemová hmotnost, měrná tepelná kapacita, součinitel přenosu tepla atd.) nejsou závislé na čase, tím pádem v průběhu výpočtu se berou jako konstantní veličiny.

Rozložení teploty po průřezu betonové konstrukce je možné popsat diferenciální rovnicí 2. řádu parabolického typu (tzv. difúzní rovnice). Tato rovnice vyplývá ze zákona zachování energie. Pole teploty  $T(x,t)$  pro jednorozměrnou úlohu s délkovou proměnou  $x$  a časovou proměnou  $t$  je popsána viz kapitola 1.3.3 Hydratační teplo rovnice (4).

### 1 Numerická analýza

V této kapitole jsou odvozeny numerické vztahy pro řešení teplot po průřezu metodou konečných prvků. Dále je zde ukázáno, jak se počítalo s třením v základové spáře, s napětím od tření a hydratačního tepla, a nakonec jsou zde vztahy, které byly použity pro určení minimálního množství výztuže limitovaného šířkou trhlin.

#### 1.1 Vývin hydratačního tepla

Diskretizace podle prostorových proměnných a užitím vážených reziduí na vztah (4) dostáváme takovýto výraz:

$$\int_{\Omega} \delta T \left( \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \right] - Q_H(te) \right) d\Omega \quad (5)$$

Integrací per-partes u druhého členu dostaneme:

$$\int_{\Omega} \delta T \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} d\Omega + \int_{\Omega} \frac{\partial \delta T(x,t)}{\partial x} \cdot \lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} d\Omega - \int_{\Gamma} \delta T(x,t) \cdot \lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} d\Gamma - \int_{\Omega} \delta T(x,t) \cdot Q_H d\Omega = 0 \quad (6)$$

Oblast  $\Omega$  rozdělíme na  $n$  konečných prvků  $\Omega_e$  a na každém prvku  $e$  zavedeme lokální aproximaci

$$T_e(x) \approx N_e(x) * r_e \quad (7)$$

$$\delta T_e(x) \approx N_e(x) * w_e \quad (8)$$

$$\frac{\partial T_e}{\partial x}(x) \approx B_e(x) * r_e \quad (9)$$

$$\frac{\partial \delta T_e}{\partial x}(x) \approx B_e(x) * w_e \quad (10)$$

$$\sum_{e=1}^n w_e \left( \int_{\Omega_e} N_e^T \cdot \rho \cdot c_p \cdot N_e d\Omega \frac{\partial T(x,t)_e}{\partial t} + \int_{\Omega_e} B_e^T \cdot \lambda_e \cdot B_e dx \cdot r_e - \int_{\Gamma_{ec}} N_e^T \cdot \alpha_e \cdot N_e ds \cdot r_e - \int_{\Gamma_{ec}} N_e^T \cdot \alpha \cdot N_e \cdot T_{e,0} ds - \int_{\Gamma_{ep}} N_e^T \cdot N_e \cdot q_e ds - \int_{\Omega_e} N_e^T \cdot Q_H ds \right) = 0 \quad (11)$$

Okrajové podmínky uvažujeme takto:

Ohříváná strana – smíšená okrajová podmínka

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \alpha \cdot [T(x,t) - T_0(t)] \quad (12)$$

Neohříváná strana – Neumanova podmínka

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = q(x,t) = 0 \quad (13)$$

V našem případě volíme  $w_e = 1$  dle tabulky Gaussových integračních bodů a vah. Z Neumanovy okrajové podmínky (13) vyplívá:

$$\sum_{e=1}^n [\mathbf{P}_{e,\Omega} \cdot \frac{\partial T(x,t)_e}{\partial t} + (\mathbf{K}_{e,\Omega} + \mathbf{K}_{e,\Gamma}) \cdot \mathbf{T}_e + \mathbf{F}_{e,\Gamma} + \mathbf{F}_{e,\Omega}] = \mathbf{0} \quad (14)$$

$$\mathbf{P}_{e,\Omega} = \int_{\Omega_e} N_e^T \cdot \rho \cdot c_p \cdot N_e \, d\Omega \quad (15)$$

$$\mathbf{K}_{e,\Omega} = \int_{\Omega_e} B_e^T \cdot \lambda \cdot B_e \, d\Omega \quad (16)$$

$$\mathbf{K}_{e,\Gamma} = \int_{\Gamma_e} N_e^T \cdot \alpha \cdot N_e \, d\Gamma \quad (17)$$

$$\mathbf{F}_{e,\Gamma} = - \int_{\Gamma_e} N_e^T \cdot \alpha \cdot T_0 \, d\Gamma \quad (18)$$

$$\mathbf{F}_{e,\Omega} = - \int_{\Omega_e} N_e^T \cdot Q_H \, d\Omega \quad (19)$$

$N_e$  je matice lokálních aproximačních funkcí na prvku. Jako aproximační funkce byla zvolena lineární funkce.  $B_e$  je derivace básových funkcí podle polohy  $x$ .

$$N_e = \begin{bmatrix} \frac{x_2-x}{l} & \frac{x-x_1}{l} \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$B_e = \frac{dN_e}{dx} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{l} & \frac{1}{l} \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_{e,\Omega} &= \int_{\Omega_e} N_e^T \cdot \rho \cdot c_p \cdot N_e \, d\Omega = \\ &= \rho \cdot c_p \int_{x_1}^{x_2} \begin{bmatrix} \frac{x_2-x}{l} \\ \frac{x-x_1}{l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{x_2-x}{l} & \frac{x-x_1}{l} \end{bmatrix} d\Omega = \\ &= \rho \cdot c_p \cdot \frac{1}{l^2} \begin{bmatrix} \left( \frac{x_2^3}{3} - x_2^2 \cdot x_1 + x_2 \cdot x_1^2 - \frac{x_1^3}{2} \right) & \left( \frac{x_2^3}{6} - x_1 \cdot \frac{x_2^2}{2} + x_1^2 \cdot \frac{x_2}{2} + \frac{x_1^3}{6} \right) \\ \left( \frac{x_2^3}{6} - x_1 \cdot \frac{x_2^2}{2} + x_1^2 \cdot \frac{x_2}{2} + \frac{x_1^3}{6} \right) & \left( \frac{x_2^3}{3} - x_2^2 \cdot x_1 + x_1^2 \cdot x_2 - \frac{x_1^3}{3} \right) \end{bmatrix} = \rho \cdot c_p \cdot \frac{1}{l^2} \begin{bmatrix} \left( \frac{l^3}{3} \right) & \left( \frac{l^3}{6} \right) \\ \left( \frac{l^3}{6} \right) & \left( \frac{l^3}{3} \right) \end{bmatrix} = \\ &= \rho \cdot c_p \cdot l \begin{bmatrix} \frac{1}{3} & \frac{1}{6} \\ \frac{1}{6} & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

$$\mathbf{K}_{e,\Omega} = \int_{\Omega_e} B_e^T \cdot \lambda \cdot B_e \, d\Omega =$$

$$\lambda \int_{x_1}^{x_2} \begin{bmatrix} -\frac{1}{l} \\ \frac{1}{l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1}{l} & \frac{1}{l} \end{bmatrix} d\Omega = \lambda \int_{x_1}^{x_2} \begin{bmatrix} \frac{1}{l^2} & -\frac{1}{l^2} \\ -\frac{1}{l^2} & \frac{1}{l^2} \end{bmatrix} d\Omega = \lambda \cdot \frac{1}{l^2} \begin{bmatrix} x & -x \\ -x & x \end{bmatrix}_{x_1}^{x_2} =$$



$$\lambda \cdot \frac{1}{l^2} \left( \begin{bmatrix} x_2 & -x_2 \\ -x_2 & x_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x_1 & -x_1 \\ -x_1 & x_1 \end{bmatrix} \right) = \lambda \cdot \frac{1}{l^2} \begin{bmatrix} x_2 + x_1 & -x_2 - x_1 \\ -x_2 - x_1 & x_2 + x_1 \end{bmatrix} = \lambda \cdot \frac{1}{l^2} \begin{bmatrix} l & -l \\ -l & l \end{bmatrix} = \lambda \cdot \frac{1}{l} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{K}_{e,\Gamma} = \int_{\Gamma_e} \mathbf{N}_e^T \cdot \alpha \cdot \mathbf{N}_e \, d\Gamma =$$

$$\alpha \int_{\Gamma_e} \begin{bmatrix} \frac{x_2 - x}{l} \\ \frac{x - x_1}{l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{x_2 - x}{l} & \frac{x - x_1}{l} \end{bmatrix} d\Gamma = \alpha \int_{\Gamma_e} \begin{bmatrix} \left(\frac{x_2 - x}{l}\right)^2 & \frac{x_2 - x}{l} \cdot \frac{x - x_1}{l} \\ \frac{x_2 - x}{l} \cdot \frac{x - x_1}{l} & \left(\frac{x - x_1}{l}\right)^2 \end{bmatrix} d\Gamma =$$

$$\alpha \begin{bmatrix} \left(\frac{x_2 - x}{l}\right)^2 & \frac{x_2 - x}{l} \cdot \frac{x - x_1}{l} \\ \frac{x_2 - x}{l} \cdot \frac{x - x_1}{l} & \left(\frac{x - x_1}{l}\right)^2 \end{bmatrix} = \alpha \begin{bmatrix} \left(\frac{l - x}{l}\right)^2 & \frac{l - x}{l} \cdot \frac{x - 0}{l} \\ \frac{l - x}{l} \cdot \frac{x - 0}{l} & \left(\frac{x - 0}{l}\right)^2 \end{bmatrix} = \begin{matrix} \text{pravá strana} = \alpha \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \\ \text{levá strana} = \alpha \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \end{matrix}$$

$$\mathbf{F}_{e,\Gamma} = - \int_{\Gamma_e} \mathbf{N}_e^T \cdot \alpha \cdot T_0 \, d\Gamma = -\alpha \cdot T_0 \int_{\Gamma_e} \begin{bmatrix} \frac{x_2 - x}{l} \\ \frac{x - x_1}{l} \end{bmatrix} d\Gamma = -\alpha \cdot \frac{T_0}{l} \int_{\Gamma_e} \begin{bmatrix} x_2 - x \\ x - x_1 \end{bmatrix} d\Gamma =$$

$$-\alpha \cdot \frac{T_0}{l} \begin{bmatrix} x_2 - x \\ x - x_1 \end{bmatrix} = -\alpha \cdot \frac{T_0}{l} \begin{bmatrix} l - x \\ x - 0 \end{bmatrix} = \begin{matrix} \text{pravá strana} = -\alpha \cdot T_0 \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \\ \text{levá strana} = -\alpha \cdot T_0 \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \end{matrix}$$

$$\mathbf{F}_{e,\Omega} = - \int_{\Omega_e} \mathbf{N}_e^T \cdot Q_H \, d\Omega =$$

$$-Q_H \int_{x_1}^{x_2} \begin{bmatrix} \frac{x_2 - x}{l} \\ \frac{x - x_1}{l} \end{bmatrix} = -Q_H \cdot \frac{1}{l} \begin{bmatrix} x_2 \cdot x - \frac{x^2}{2} \\ x^2 - x_1 \cdot x \end{bmatrix}_{x_1}^{x_2} = -Q_H \cdot \frac{1}{l} \left( \begin{bmatrix} x_2^2 - \frac{x_2^2}{2} \\ \frac{x_2^2}{2} - x_1 \cdot x_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x_2 \cdot x_1 - \frac{x_1^2}{2} \\ \frac{x_1^2}{2} - x_1^2 \end{bmatrix} \right) =$$

$$= -Q_H \cdot \frac{1}{l} \begin{bmatrix} \frac{x_2^2}{2} - x_2 \cdot x_1 + \frac{x_1^2}{2} \\ \frac{x_2^2}{2} - x_1 \cdot x_2 + \frac{x_1^2}{2} \end{bmatrix} = -Q_H \cdot \frac{1}{l} \begin{bmatrix} \frac{l^2}{2} - l \cdot 0 + \frac{0}{2} \\ \frac{l^2}{2} - 0 \cdot l + \frac{0}{2} \end{bmatrix} = -Q_H \cdot \frac{1}{l} \begin{bmatrix} \frac{l^2}{2} \\ \frac{l^2}{2} \end{bmatrix} = -Q_H \cdot l \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{2} \\ \frac{1}{2} \end{bmatrix}$$

Po integraci rovnic (15) až (19) dostáváme lokální matice a vektory:

$$\mathbf{P}_{e,\Omega} = l \cdot \rho \cdot c_p \cdot \begin{bmatrix} 1/3 & 1/6 \\ 1/6 & 1/3 \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$\mathbf{K}_{e,\Omega} = \frac{\lambda}{l} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (23)$$

$$\mathbf{K}_{e,\Gamma} = \alpha \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ pro pravou stranu a } \mathbf{K}_{e,\Gamma} = \alpha \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \text{ pro levou stranu} \quad (24)$$

$$\mathbf{F}_{e,\Gamma} = -\alpha \cdot T_0 \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \text{ pro pravou stranu a } \mathbf{F}_{e,\Gamma} = -\alpha \cdot T_0 \cdot \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \text{ pro levou stranu} \quad (25)$$

$$\mathbf{F}_{e,\Omega} = -Q_H \cdot l \cdot \begin{bmatrix} 1/2 \\ 1/2 \end{bmatrix} \quad (26)$$

Když rovnice (22) až (26) sečteme přes všechny prvky a lokalizujeme podle vztahu (14) dostáváme globální vyjádření problému:

$$P \cdot \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} + K \cdot T + F = 0 \quad (27)$$

$$P_i \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta t} + K_i \cdot T_{i+1} + F_{i+1} = 0 \quad (28)$$

Pro zpřesnění teploty se použila Newtonova metoda tečen (nebo Newton-Raphsonova metoda) kde levou stranu rovnice (28) položíme rovno reziduu  $R_i$ .

$$R_i = P_i \cdot \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta t} + K_i \cdot T_{i+1} + F_{i+1} \quad (29)$$

Zderivujeme reziduum (18) podle teploty  $T_{i+1}$ .

$$\frac{dR_i}{dT_{i+1}} = P_i \cdot \frac{1}{\Delta t} + K_i + \frac{dF_{i+1}}{dT_{i+1}} \quad (30)$$

Zavedeme opravný vektor  $\Delta T_{i+1}$ .

$$\frac{dR_i}{dT_{i+1}} \cdot \Delta T_{i+1} = -R_i \quad (31)$$

Po vyřešení rovnice (31) dostaneme hodnoty vektoru  $\Delta T_{i+1}$ , které se přičtou k teplotě v  $k$ -tém iteračním kroku a dostaneme zpřesněný vektor teplot  $T_{i+1}^{k+1}$ . Všechny iterační kroky jsou ve stejném časovém kroku „i+1“.

$$T_{i+1}^{k+1} = T_{i+1}^k + \Delta T_{i+1}^k \quad (32)$$

Jako podmínka pro ukončení iterace a postupu do dalšího časového kroku byla zvolena podmínka, že  $norma(R) < 10^{-4}$ .

Hydratace je popsána pomocí stupně hydratace  $\alpha(t_e)$  [-], který je funkcí ekvivalentního stáří betonu  $t_e$  [s] [17].

$$\alpha(t_e) = \alpha_u \cdot e^{-\left(\frac{\tau}{t_e}\right)} \quad (33)$$

$\alpha_u$                       *finální stupeň hydratace [-]*

$\tau$                          *parametr modelu [hod]*

$\beta$                          *parametr modelu [-]*

$t_e$                         *ekvivalentní stáří betonu [s]*

Ekvivalentní stáří betonu je vyjádřeno podle Arrheniovy rovnice pro chemicky aktivovaný proces:

$$t_e = \int_0^t e^{-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_c}\right)} dt \quad (34)$$

$E_a$                         *aktivační energie hydratace [J/mol]*

$R$                          *molární plynová konstanta [J/K/mol]*

$T_c$                         *referenční teplota (20 °C)*

$T$                          *teplota v průřezu [°C]*

Rychlost vývinu hydratačního tepla je vyjádřena takto [17]:

$$Q_H(t_e) = H_T \cdot \left(\frac{\tau}{t_e}\right)^\beta \cdot \frac{\beta}{t_e} \cdot \alpha(t_e) \cdot e^{-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_c}\right)} \quad (35)$$

$H_T$  celkové uvolněné hydratační teplo [J/m<sup>3</sup>]

Dále jsou popsány parametry modelu, které vznikly fitováním experimentálních dat [17]:

$$H_T = H_u \cdot C_c \quad (36)$$

$C_c$  obsah pojiva v betonu [kg/m<sup>3</sup>]

$$H_u = H_{cem} \cdot p_{cem} + 461 \cdot p_{SLAG} + 1800 \cdot p_{FA} \cdot p_{FACaO} + 330 \cdot p_{SF} \quad (37)$$

$H_{cem}$  specifické hydratační teplo cementu [kg/m<sup>3</sup>]

$$H_{cem} = 500 \cdot p_{C_3S} + 260 \cdot p_{C_2S} + 866 \cdot p_{C_3A} + 420 \cdot p_{C_4AF} + 624 \cdot p_{SO_3} + 1186 \cdot p_{freeCaO} + 850 \cdot p_{MgO} \quad (38)$$

$$\alpha_u = \frac{1,031 \cdot w/c}{0,194 + w/c} + 0,5 \cdot p_{FA} + 0,3 \cdot p_{SLAG} \leq 1,0 \quad (39)$$

$w/c$  vodní součinitel betonu [kg/kg]

$$\tau = 66,78 \cdot p_{C_3A}^{-0,154} \cdot p_{C_3S}^{-0,401} \cdot Blaine^{-0,804} \cdot p_{SO_3}^{-0,758} \cdot e^{2,187 \cdot p_{SLAG} + 9,5 \cdot p_{FA} \cdot p_{FACaO}} \quad (40)$$

$$\beta = 181,4 \cdot p_{C_3A}^{0,146} \cdot p_{C_3S}^{0,227} \cdot Blaine^{-0,535} \cdot p_{SO_3}^{0,558} \cdot e^{-0,647 \cdot p_{SLAG}} \quad (41)$$

Dále určíme aktivační energii [17]:

$$E_a = 22100 \cdot f_E \cdot p_{C_3A}^{0,3} \cdot p_{C_4AF}^{0,25} \cdot Blaine^{0,35} \quad (42)$$

$$f_E = 1 - 1,05 \cdot p_{FA} \cdot \left(1 - \frac{p_{FACaO}}{0,4}\right) + 0,4 \cdot p_{SLAG} \quad (43)$$

$Blaine$  specifický povrch cementu [m<sup>2</sup>/kg]

$p_{cem}$  poměrné množství cementu [-]

$p_{SF}$  poměrné množství křemičitého úletu [-]

$p_{FA}$  poměrné množství popílku [-]

$p_{FACaO}$  poměrné množství CaO v popílku [-]

$p_{SLAG}$  poměrné množství vysokopevnostní strusky [-]

$p_{C_3S}$  poměrné množství C<sub>3</sub>S (alitu) [-]

$p_{C_2S}$  poměrné množství C<sub>2</sub>S (belitu) [-]

$p_{C_3A}$  poměrné množství C<sub>3</sub>A (celitu) [-]

$p_{C_4AF}$  poměrné množství C<sub>4</sub>AF (feritu) [-]

$p_{SO_3}$  poměrné množství SO<sub>3</sub>(feritu) [-]

$p_{freeCaO}$  poměrné množství volného CaO [-]

$p_{MgO}$  poměrné množství MgO [-]

## 1.2 Napětí

Po vyřešení teplotního profilu po průřezu a v čase s řeší profil napětí. Vyjádření modulu pružnosti betonu v závislosti na čase dle normy [1]:

$$E(t) = \left( e^{s \cdot \left(1 - \left(\frac{28}{t}\right)^{0.5}\right)} \right)^{0.3} \cdot E_{cm} \quad (44)$$

$E_{cm}$  modul pružnosti betonu po 28 dnech [MPa]

$s$  součinitel nárustu pevnosti dle druhu cementu [-]

$t$  stáří betonu [den]

Jelikož napětí uvažujeme podle Hookova zákona, který říká že napětí je přímo úměrné relativní deformaci ( $\sigma = E \cdot \varepsilon$ ), musíme zjistit relativní deformace po průřezu. Počítáme relativní deformaci skutečnou  $\varepsilon_{skut}$  a tendenci k deformaci  $\varepsilon_T$ .

$$\varepsilon_T = \Delta T \cdot \alpha \quad (45)$$

$\Delta T$  rozdíl teplot mezi časovými kroky [°C nebo K]

$\alpha$  součinitel teplotní roztažnosti (beton a ocel mají  $10^{-5}$ ) [1/K]

$$\varepsilon_{skut} = \frac{1}{h} \sum_{i=1}^n \frac{(\varepsilon_{T,i+1} + \varepsilon_{T,i})}{2} \cdot l_{e,i} \quad (46)$$

$\varepsilon_{T,i}$  tendence k deformaci v  $i$ -tém uzlu sítě MKP [-]

$l_{e,i}$  délka  $i$ -tého prvku MKP [m]

$h$  výška průřezu [m]

$n$  počet prvků MKP

A výsledná relativní deformace se určí jako:

$$\varepsilon = \varepsilon_{skut} - \varepsilon_T \quad (47)$$

A napětí od hydratačního tepla se určí z Hookova zákona:

$$\sigma_{hyd} = E(t) \cdot \varepsilon \quad (48)$$

Napětí od tření je dle normových vztahů, které určují sílu v tažené části průřezu na běžný metr šířky  $n_{ct,1}$  [kN/m]. Deska se uvažuje volně položená na terén a nikde není držena proti smršťování a rozpínání, takže se může volně deformovat.

$$n_{ct,1} = \mu_D \cdot (\gamma \cdot h + q_0) \cdot \frac{L}{4} \quad [4] \quad (49)$$

$\mu_D$  návrhový součinitel tření ( $\mu_D = \mu \cdot 1,35$ ) [-]

$\gamma$  objemová tíha betonu [kN/m<sup>3</sup>]

$q_0$  užité zatížení [kN/m<sup>2</sup>]

$L$  délka betonovaného záběru [m]

Užité zatížení ve vzorci (49) lze ve většině případů vynechat, jelikož ve většině případů stihne beton dohydratovat dřív, než se zatíží.

$$\sigma_{tření} = \frac{n_{ct,1}}{h} \quad (50)$$

Celkové napětí je jednoduše součet napětí od hydratace a od tření.

$$\sigma = \sigma_{\text{hyd}} + \sigma_{\text{tření}} \quad (51)$$

Z celkového napětí dopočítáme tahovou sílu na okrajích průřezu jako:

$$F_{\text{ct}} = \int_0^{h/2} \sigma(x, t) dx \quad (52)$$

Jelikož nemáme přesnou funkci průběhu napětí po průřezu v jednotlivých časových krocích, ale jenom v uzlech sítě MKP, musíme rovnici (52) zjednodušit na součet ploch pod křivkou průběhu napětí:

$$F_{\text{ct}} = \sum_{i=1}^{n/2} \frac{\sigma_{i+1} + \sigma_i}{2} \cdot l_{e,i} \quad (53)$$

Do rovnice (53) dosazujeme jenom tahová napětí. Když v  $i$ -tém prvku, před dosažením poloviny průřezu, vznikne tlak, součet je zastaven, a to se bere jako výsledná tahová síla na jednom okraji.

### 1.3 Minimální množství výztuže

V posledním kroku už nám zbývá zjistit minimální množství výztuže. V tomto kroku využijeme normové předpisy [1], které počítají s velikostí šířkou trhliny  $w_k$  [-].

$$w_k = S_{r,\text{max}} \cdot (\varepsilon_{\text{sm}} - \varepsilon_{\text{cm}}) [1] \quad (54)$$

$$S_{r,\text{max}} = k_3 \cdot c + k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \frac{\emptyset}{\rho_{\text{eff}}} [1] \quad (55)$$

$k_1$  součinitel vlivu povrchu výztuže ( $k_1=0,8$  pro žebříkovou výztuž) [-]

$k_2$  součinitel vlivu rozdělení přetvoření po výšce průřezu [-]

( $k_2=1,0$  pro centrický tah,  $k_2=1,0$  pro ohyb)

$k_3$  součinitel vlivu krycí vrstvy [-]

$$k_3 = 3,4 \cdot \left(\frac{25}{c}\right)^{\frac{2}{3}} [1] \quad (56)$$

$c$  krycí vrstva výztuže [mm]

$k_4$  součinitel vlivu soudržnosti betonu a výztuže [-]

( $k_4=0,425$ )

$k_t$  součinitel vlivu doby trvání zatížení [-]

( $k_t=0,6$  pro krátkodobé,  $k_t=0,4$  pro dlouhodobé)

$\emptyset$  profil výztuže [mm]

$\rho_{\text{eff}}$  efektivní stupeň vyztužení [-]

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{A_{s,\text{min}}}{A_{c,\text{eff}}} [1] \quad (57)$$

$A_{s,\text{min}}$  minimální plocha výztuže [mm<sup>2</sup>]

$A_{c,\text{eff}}$  efektivní plocha betonu [mm<sup>2</sup>]

$$A_{c,\text{eff}} = \min\left(2,5 \cdot (h - d); \frac{h-x}{3}; \frac{h}{2}\right) [1] \quad (58)$$

$h$  výška průřezu [mm]

$d$  účinná výška průřezu [mm]

$x$  výška tlačené oblasti [mm]

Ve většině případů ale rozhoduje  $2,5 \cdot (h - d)$ .

$$(\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}) = \frac{1}{E_s} \left[ \sigma_s - k_t \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{eff}} (1 + \alpha_e \cdot \rho_{eff}) \right] \geq 0,6 \frac{\sigma_s}{E_s} \quad [1] \quad (59)$$

$\sigma_s$  napětí ve výztuži [MPa]

$E_s$  modul pružnosti ocele [MPa]

$\alpha_e$  pracovní součinitel [-]

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_{cm}} \quad (60)$$

$E_s$  modul pružnosti betonu [MPa]

$f_{ct,eff}$  efektivní pevnost betonu v tahu ( $f_{ct,eff} = 0,5-0,6 f_{ctm}$ ) [MPa]

$f_{ctm}$  střední pevnost betonu tahu [MPa]

$$\sigma_s = \frac{F_{ct}}{A_{s,min}} \quad (61)$$

Vyřešením soustavy rovnic (54), (55), (57), (59), (60), (61) získáme dvě kvadratické rovnice. Řešením těchto kvadratických rovnic získáme dvě řešení pro minimální množství výztuže [6].

$$A_{s,min} = \max \left[ \frac{-b_I + \sqrt{b_I^2 - 4 \cdot a_I \cdot c_I}}{2 \cdot a_I}, \frac{-b_{II} + \sqrt{b_{II}^2 - 4 \cdot a_{II} \cdot c_{II}}}{2 \cdot a_{II}} \right] \quad (62)$$

Kde index I značí koeficienty, které vzešli z pravé strany nerovnice (59) a index II z levé strany nerovnice (59). Jednotlivé parametry mají tvar:

$$a_I = -w_k \cdot E_s \quad (63)$$

$$b_I = -0,6 \cdot k_3 \cdot c \cdot F_{ct} \quad (64)$$

$$c_I = -0,6 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \emptyset \cdot b \cdot h_{c,eff} \cdot F_{ct} \quad (65)$$

$$a_{II} = w_k \cdot E_s + k_3 \cdot c \cdot k_t \cdot \alpha_e \cdot f_{ct,eff} \quad (66)$$

$$b_{II} = -k_3 \cdot c \cdot (F_{ct} - k_t \cdot n_{ct,eff}) + k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \emptyset \cdot \alpha_e \cdot k_t \cdot n_{ct,eff} \quad (67)$$

$$c_{II} = -k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \emptyset \cdot b \cdot h_{c,eff} \cdot (F_{ct} - k_t \cdot n_{ct,eff}) \quad (68)$$

$$n_{ct,eff} = b \cdot h_{c,eff} \cdot f_{ct,eff} \quad (69)$$

Síla  $F_{ct}$  lze určit podle normy [1] jako:

$$F_{ct} = k_c \cdot k \cdot b \cdot \frac{h}{2} \cdot f_{ct,eff} \quad (70)$$

$k_c$  součinitel zohledňující rozložení napětí po průřezu před vznikem trhlin [-]

$k$  součinitel vyjadřující vliv nerovnoměrného rozdělení nerovnovážných napětí zmenšující síly vyplývající z omezené deformace [-]

## 2 Parametrická studie

V parametrické studii se zkoumaly jednotlivé vlivy, co ovlivňují množství výztuže. U tloušťky desky a součinitele tření se ještě pozoruje vliv délky betonovaného úseku na množství výztuže.

Zkoumané vlivy:

- Tloušťka desky, délka záběru
- Součinitel tření v základové spáře, délka záběru
- Nesymetrické okrajové podmínky
  - Teplota
  - Limitní šířka trhliny a krytí
- Složení betonu

*Tabulka 1. Tabulka vstupních hodnot pro všechny zkoumané případy*

	Veličina	Hodnota	Jednotky	Popis
Parametry betonu	$c_p$	900	J/kg.K	měrná tepelná kapacita
	$\lambda$	1,74	W/m.K	součinitel tepelné vodivosti
	$\rho$	2400	kg/m <sup>3</sup>	objemová hmotnost
	$E_{cm}$	33	GPa	střední hodnota modulu pružnosti betonu
	$f_{ctm}$	2,9	MPa	pevnost betonu v tahu
	$\alpha$	25	W/m <sup>2</sup> .K	součinitel přestupu tepla
	w/c	0,5	-	vodní součinitel
	$R_{mol}$	8,314	J/K/mol	molární plynová konstanta
Parametry cementu	$C_c$	350	kg/m <sup>3</sup>	obsah pojiva(cementu) v betonu
	Blaine	350	m <sup>2</sup> /kg	specifický povrch cementu
	$p_{cem}$	0,85	-	poměrné množství cementu
	$p_{SF}$	0	-	poměrné množství křemičitého úlet
	$p_{FA}$	0	-	poměrné množství popílku
	$p_{FACaO}$	0,08	-	poměrné množství CaO v popílku
	$p_{SLAG}$	0	-	poměrné množství vysokopevnostní strusky
	$p_{C3S}$	0,63	-	poměrné množství C <sub>3</sub> S (alitu)
	$p_{C2S}$	0,15	-	poměrné množství C <sub>2</sub> S (belitu)
	$p_{C3A}$	0,05	-	poměrné množství C <sub>3</sub> A (celitu)
	$p_{C4AF}$	0,1	-	poměrné množství C <sub>4</sub> AF (ferit)
	$p_{SO3}$	0,035	-	poměrné množství SO <sub>3</sub>
	$p_{freeCaO}$	0,02	-	poměrné množství volného CaO
	$p_{MgO}$	0,015	-	poměrné množství MgO
	s	0,2	-	součinitel nárustu pevnosti dle typu cementu

Tyto parametry z tab.1 jsou pro všechny případy totožné.

Ve všech zkoumaných případech se uvažuje stejné složení betonové směsi. Typické složení pro bílé vany je 300 kg/m<sup>3</sup> CEM III/B-32,5 L-LH + 50kg/m<sup>3</sup> popílku.

Toto složení betonové směsi bylo zkontrolováno s Ing. Robertem Coufalem, Ph.D z TBG Metrostav.

Stupeň vlivu prostředí uvažujeme XA1. To má vliv na složení betonu, limitní šířku trhliny a hodnotu krytí.

Počáteční teploty uvažujeme 20 °C jen u nesymetrie teplot se počáteční teploty mění.

V kapitole 2.1 Vliv tloušťky se porovnává vliv měnící se tloušťky (žádný jiný vstup proměnný není) na množství výztuže. V kapitole 2.2 Vliv součinitele tření se zase zkoumá vliv měnícího se součinitele tření na množství výztuže. A v kapitole 2.3 Vliv nesymetrických okrajových podmínek se zkoumá, jaký vliv mají na množství výztuže různé typy nesymetrie, respektive jaký vliv mají rozdílné počáteční teploty a v dalším případě rozdílné limitní šířky trhlin a krytí na množství při dolním a horním povrchu základové desky.



## 2.1 Vliv tloušťky

Zkoumané tloušťky jsou 300 mm, 500 mm a 800 mm.

Při posuzování vlivu tloušťky byl použit součinitel tření  $\mu = 1.0$ .

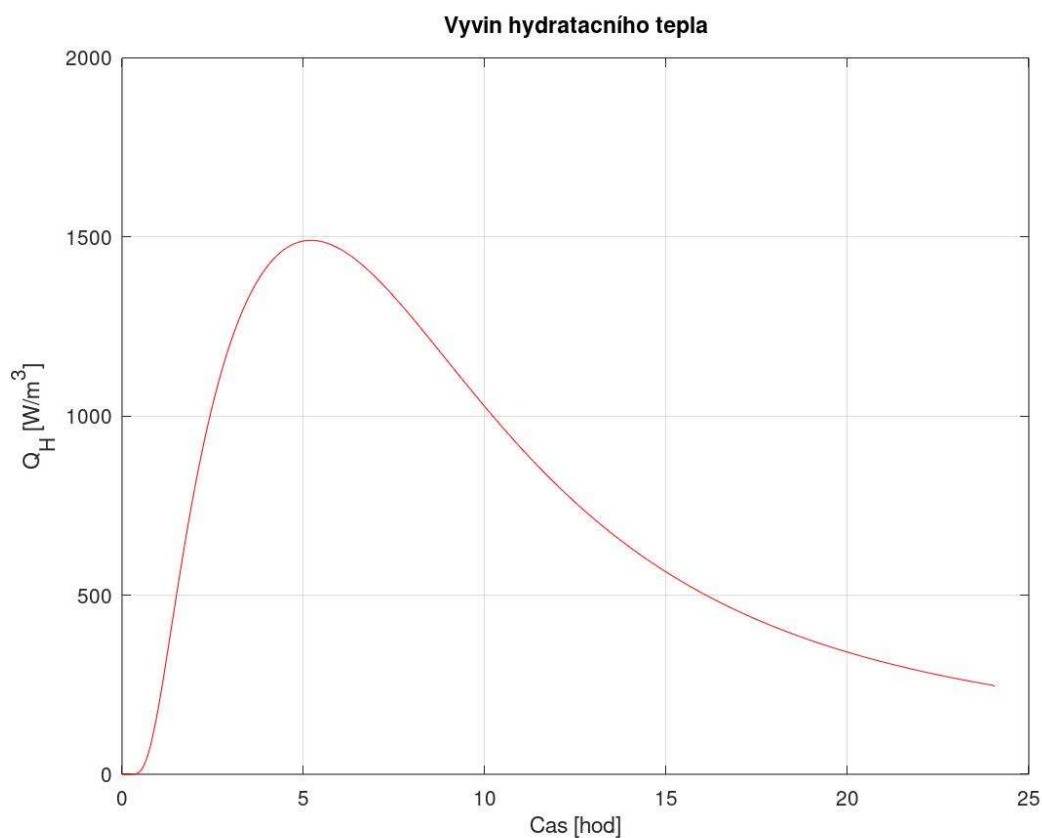
Limitní šířka trhlin byla použita 0,3 mm.

Pro výpočet se uvažovali 2 délky betonovaných záběrů a to  $L=25\text{ m}$  a  $L=50\text{ m}$ .

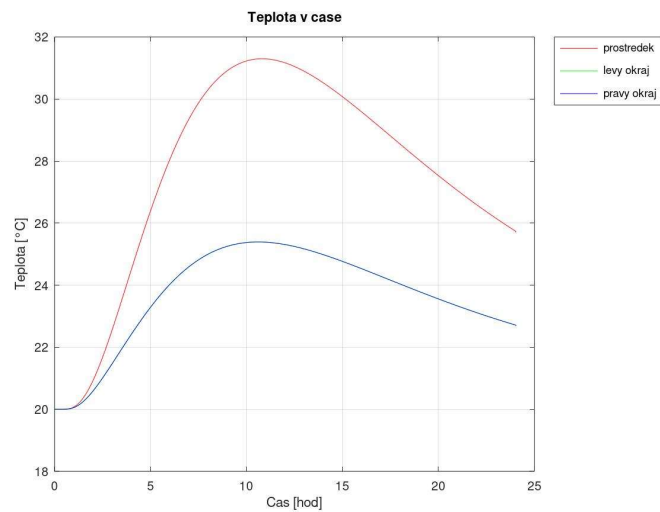
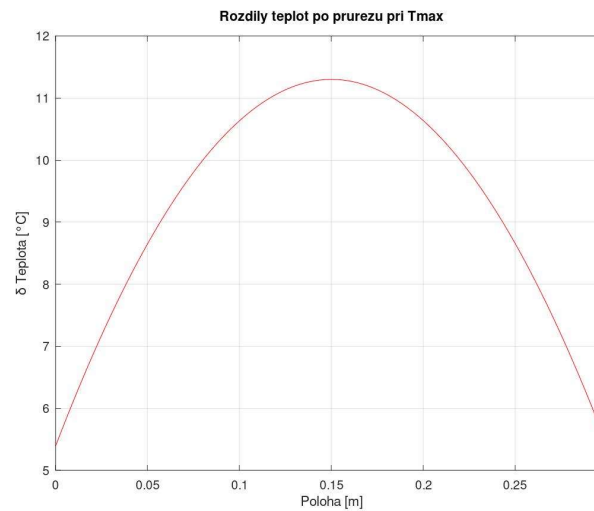
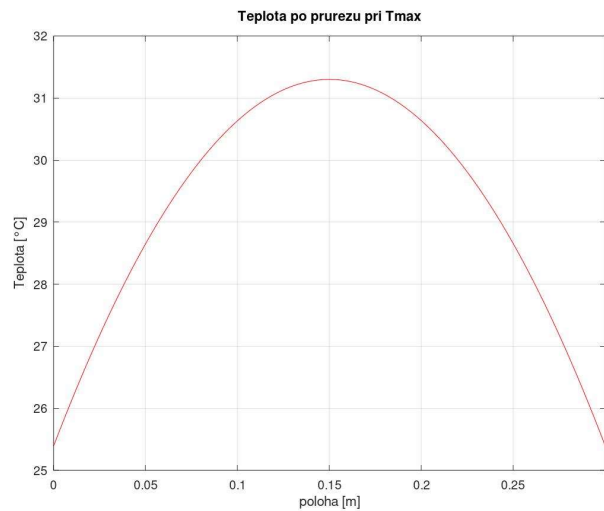
Veškeré grafy, které nejsou vykresleny v závislosti na čase ale na poloze, jsou zobrazeny při maximální teplotě v průřezu.

### 2.1.1 Deska tloušťky 300

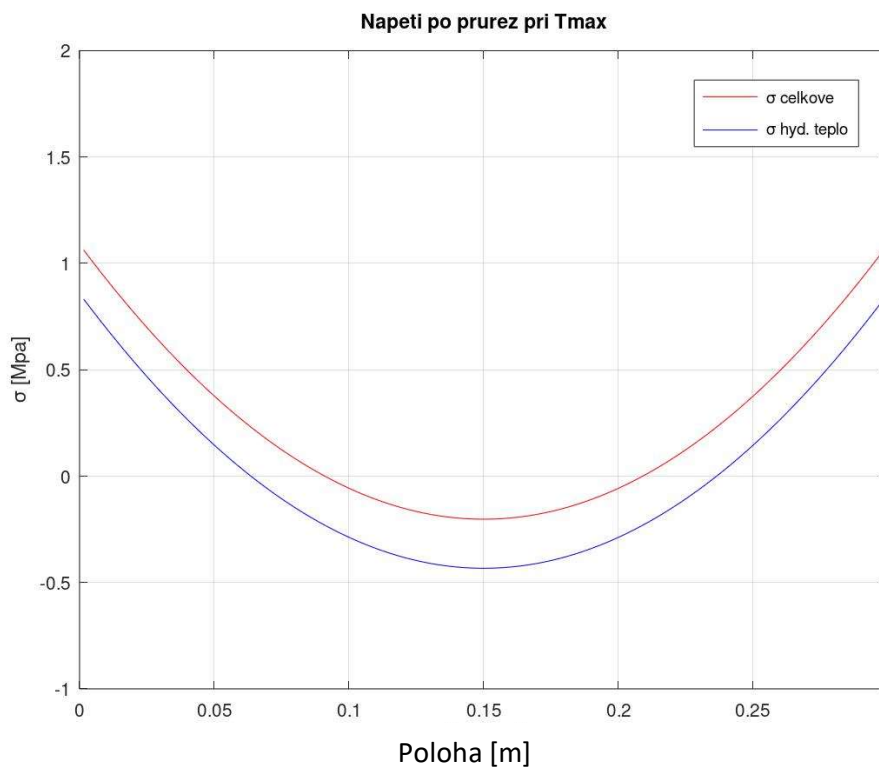
U desky 300 bylo dosaženo maximální teploty uprostřed průřezu  $T_{max} = 31,3\text{ °C}$  v čase 10,89 hod. Tím pádem maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je 11,3 °C. Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak 0,21 MPa a na krajích tahové napětí s hodnotou 1,08 MPa.



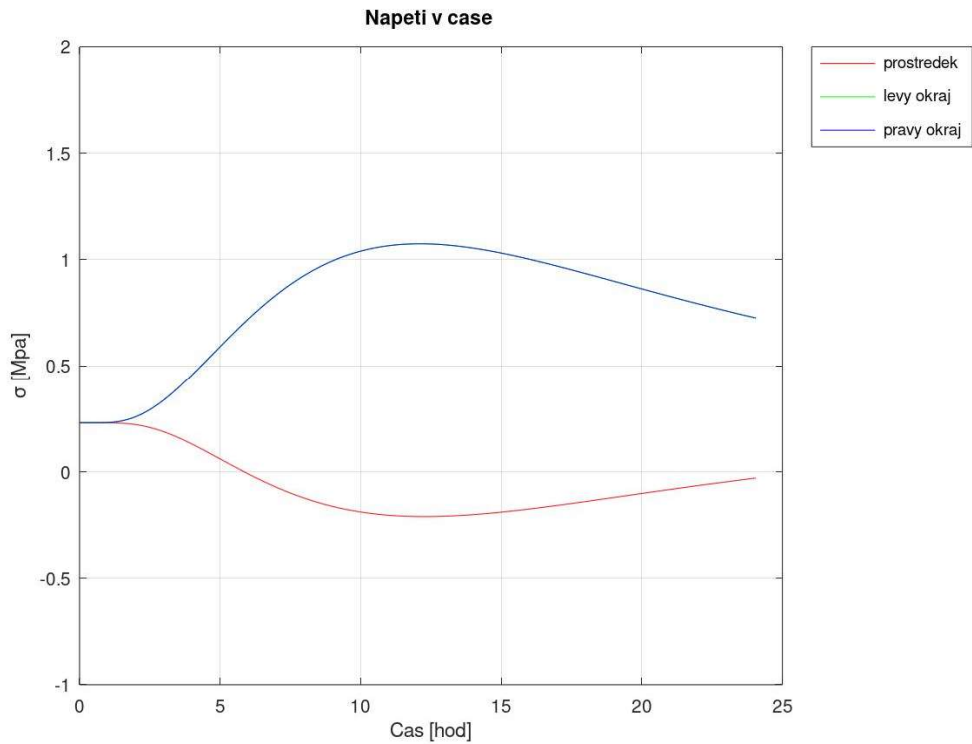
Obrázek 11. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 300



Obrázek 12. Teploty pro desku tl. 300: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)



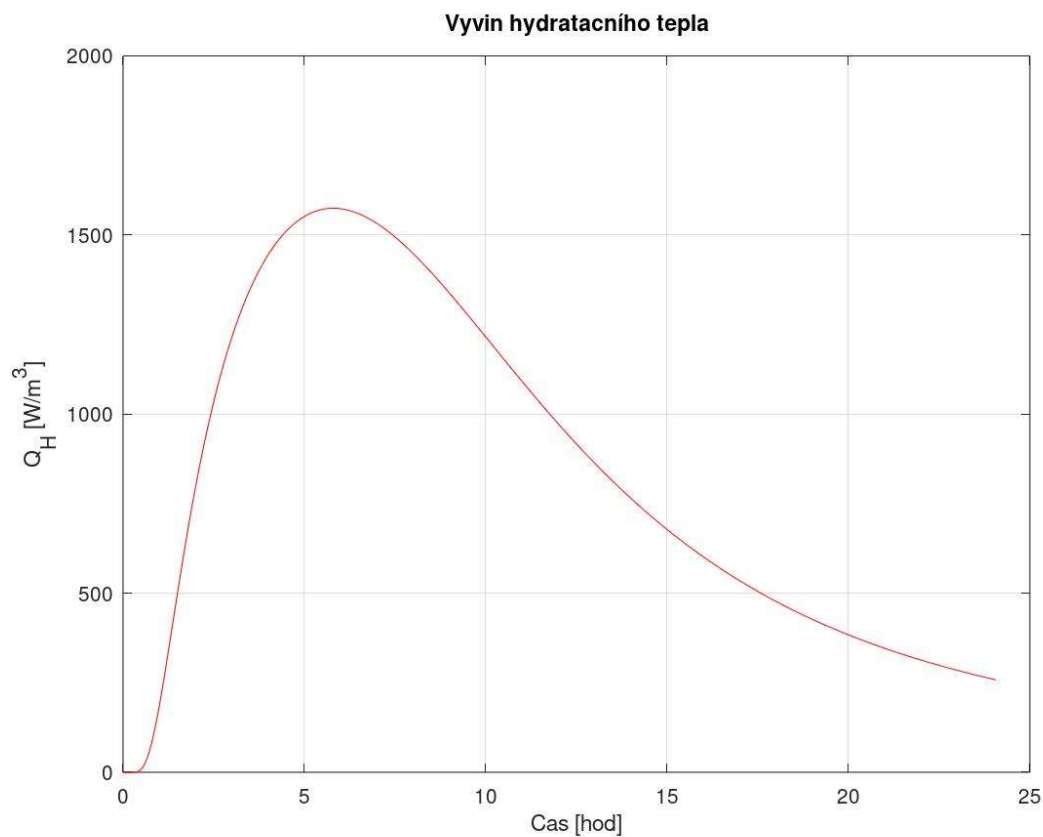
*Obrázek 13. Napětí po průřezu*



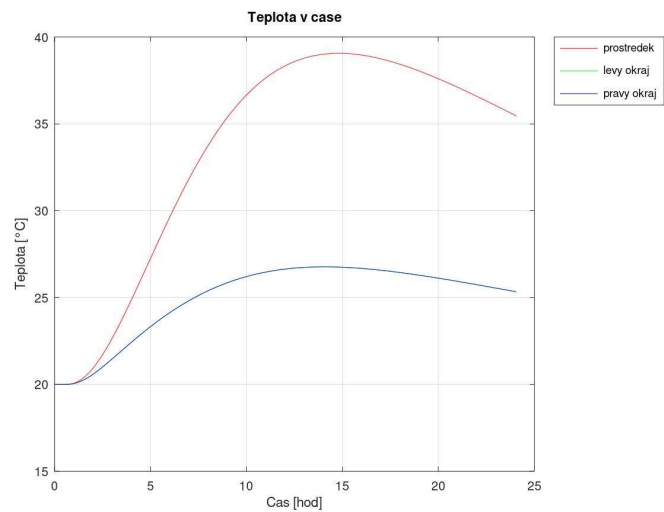
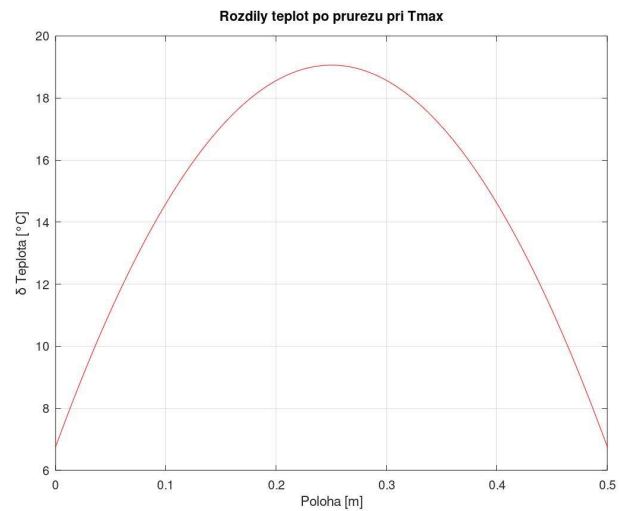
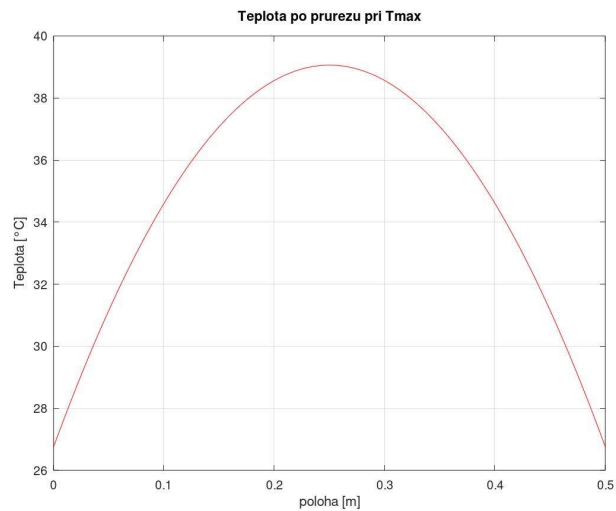
*Obrázek 14. Napětí v čase na okrajích a uprostřed*

### 2.1.2 Deska tloušťky 500

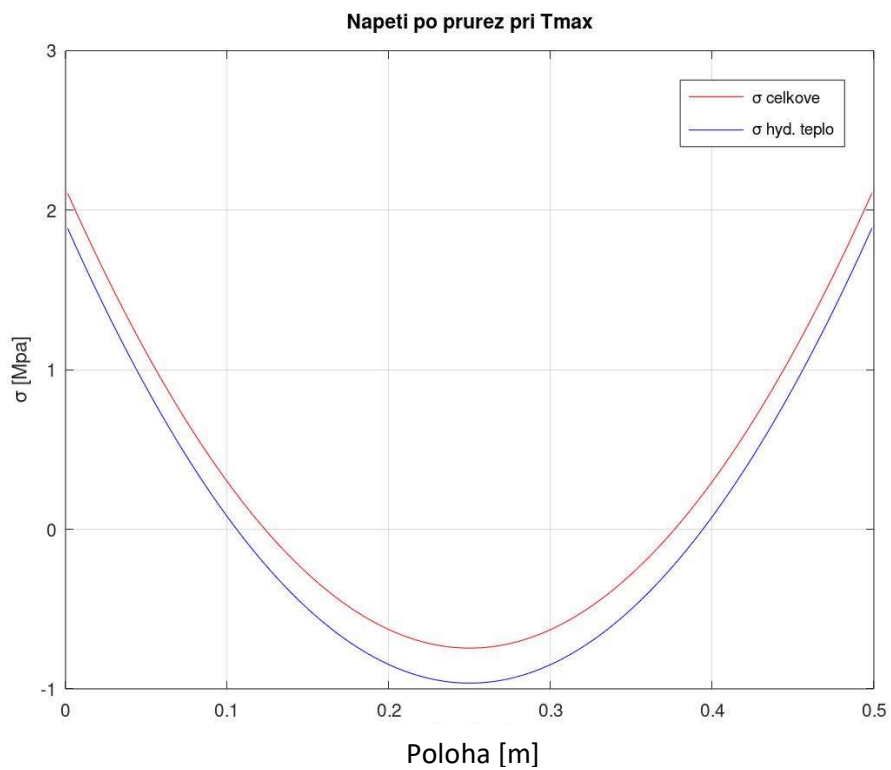
U desky 500 bylo dosaženo maximální teploty uprostřed průřezu  $T_{max} = 39,06\text{ }^{\circ}\text{C}$  v čase 14,89 hod. Maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je  $19,06\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak  $0,77\text{ MPa}$  a na krajích tahové napětí s hodnotou  $2,13\text{ MPa}$ .



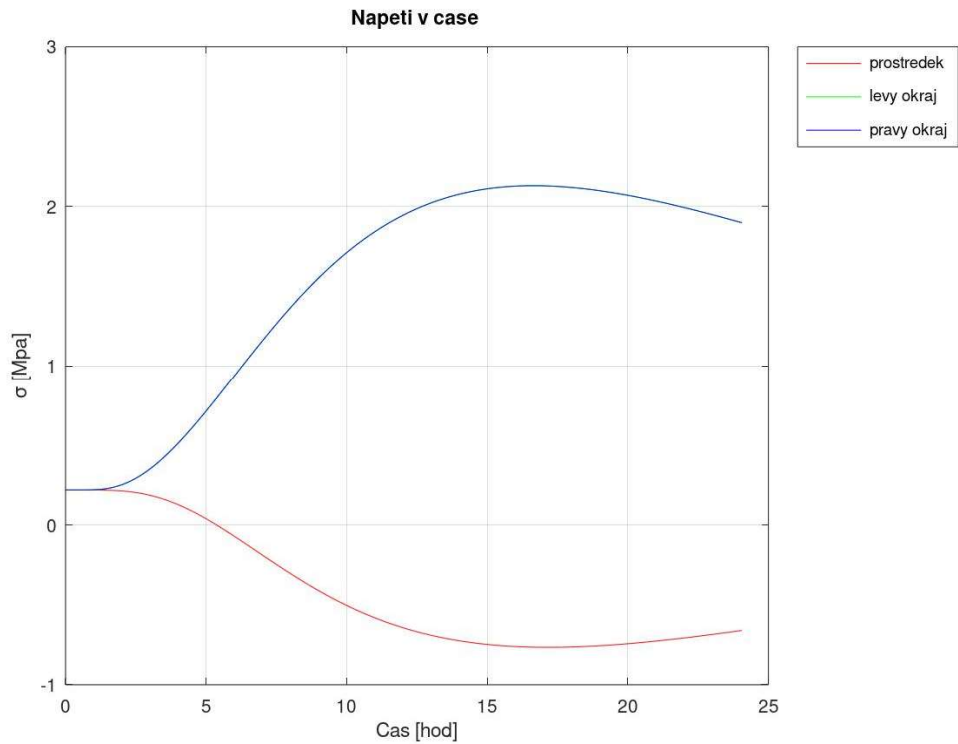
Obrázek 15. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500



Obrázek 16. Teploty pro desku tl. 500: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)



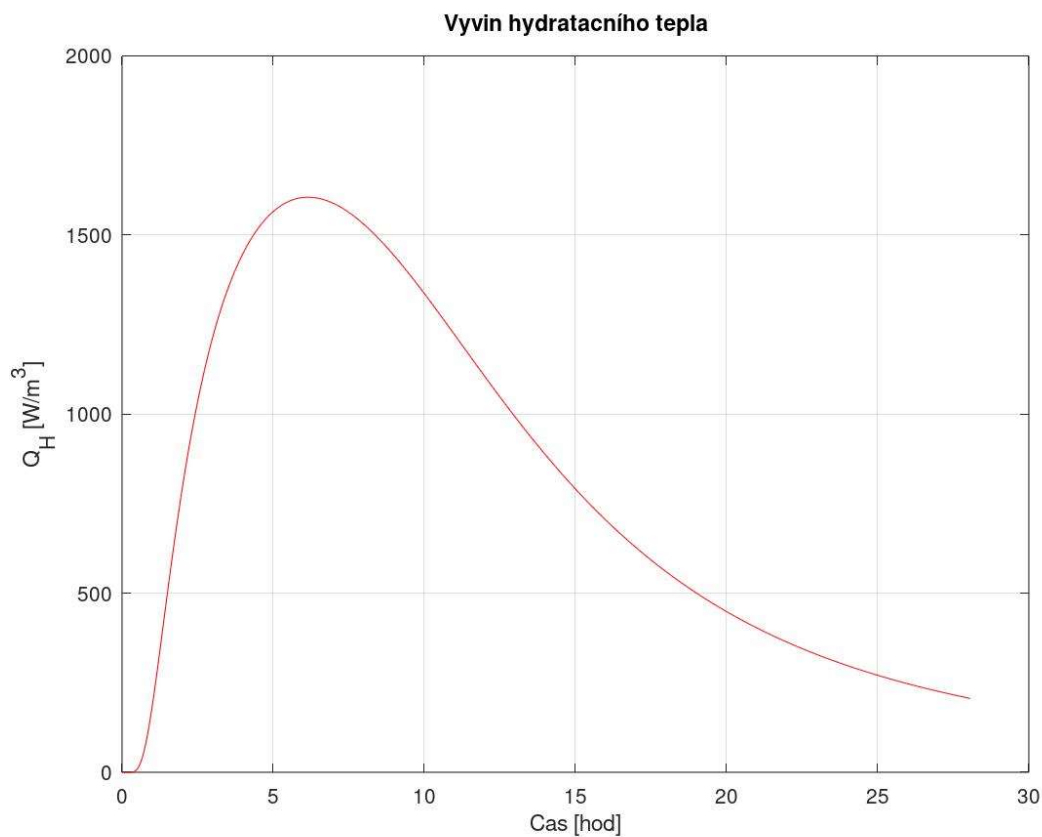
*Obrázek 17. Napětí po průřezu*



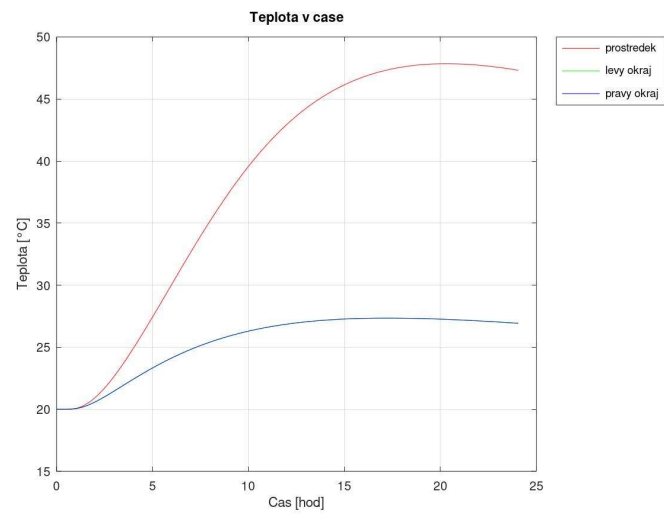
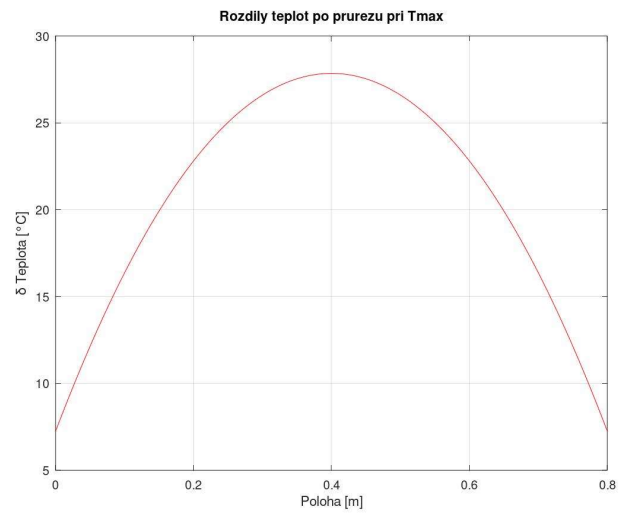
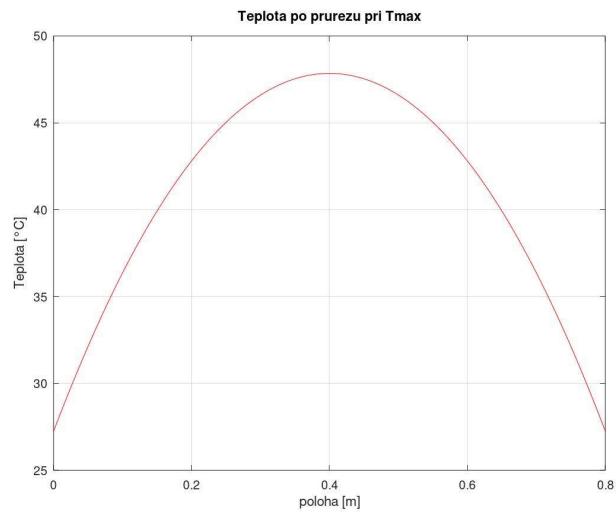
*Obrázek 18. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu*

### 2.1.3 Deska tloušťky 800

U desky 800 bylo dosaženo maximální teploty uprostřed průřezu  $T_{max} = 47,85\text{ }^{\circ}\text{C}$  v čase 20,33 hod. Tím pádem maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je 27,85 °C. Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak 1,53 MPa a na krajích tahové napětí s hodnotou 3,62 MPa.

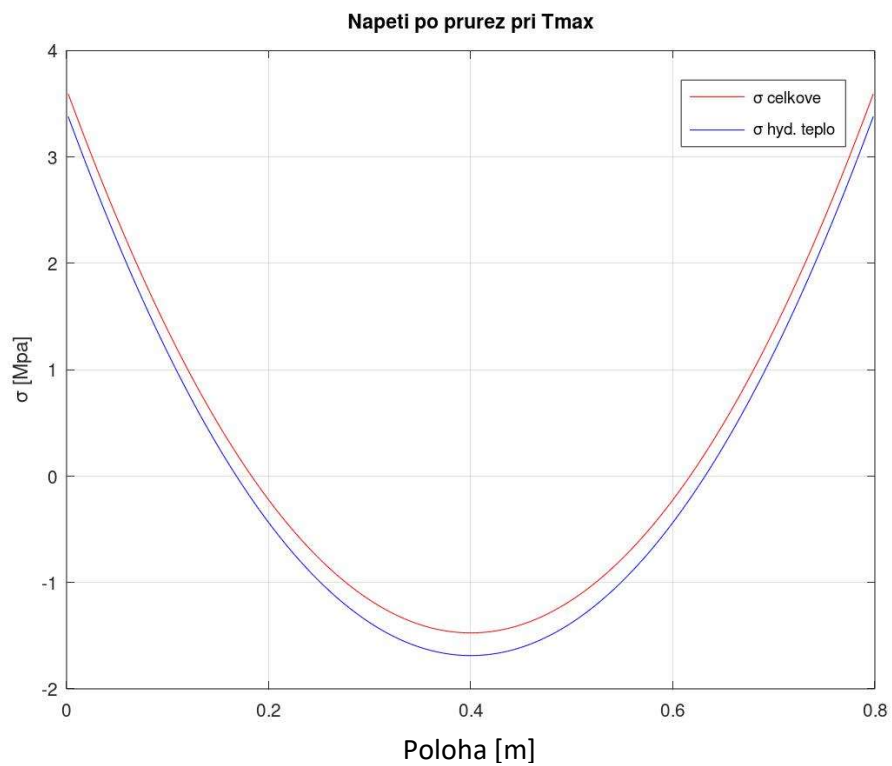


Obrázek 19. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 800

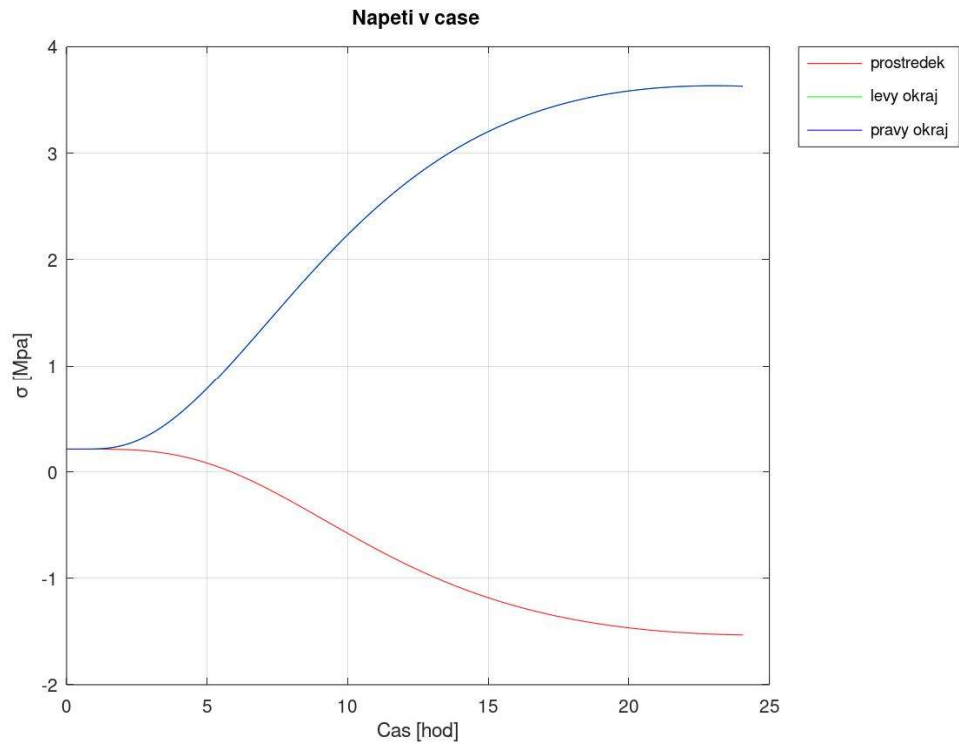


Obrázek 20. Teploty pro desku tl. 800: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)





*Obrázek 21. Napětí po průřezu*



*Obrázek 22. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu*

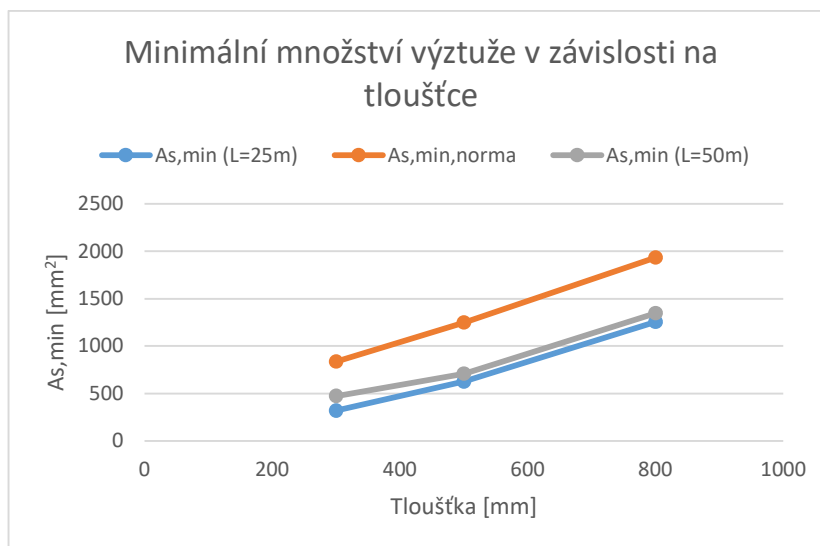
## 2.1.4 Diskuze

Tabulka 2. Výsledky ze závislosti na tloušťce pro  $L=50\text{ m}$

Tloušťka desky	h	mm	300	500	800
Maximální teplota v průřezu	$T_{\max}$	°C	31,30	39,06	47,85
čas dosažení maximální teploty	$t_{\max}$	hod	10,89	14,89	20,33
Maximální (max. tahové) napětí v průřezu	$\sigma_{\max}$	MPa	1,32	2,35	3,84
Minimální (max. tlakové) napětí v průřezu	$\sigma_{\min}$	MPa	0,02	-0,55	-1,32
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct}$	kN	69,19	145,66	338,99
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min}$	mm <sup>2</sup>	474	708	1347
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min}$	MPa	146,12	205,70	251,67
Průměr výztuže	$\varnothing$	mm	10	10	14
Osová vzdálenost prutů	s	mm	165	110	110
Navržená plocha výztuže	$A_{s,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	476	714	1399
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_s$	MPa	145,35	204,01	242,24
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,\text{norma}}$	mm <sup>2</sup>	933	1248	1933

Tabulka 3. Výsledky ze závislosti na tloušťce pro  $L=25\text{ m}$

Tloušťka desky	h	mm	300	500	800
Maximální teplota v průřezu	$T_{\max}$	°C	31,30	39,06	47,85
čas dosažení maximální teploty	$t_{\max}$	hod	10,89	14,89	20,33
Maximální (max. tahové) napětí v průřezu	$\sigma_{\max}$	MPa	1,09	2,13	3,62
Minimální (max. tlakové) napětí v průřezu	$\sigma_{\min}$	MPa	-0,21	-0,77	-1,53
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct}$	kN	42,13	116,78	298,60
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min}$	mm <sup>2</sup>	320	628	1255
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min}$	MPa	130,33	186,06	237,97
Průměr výztuže	$\varnothing$	mm	8	10	14
Osová vzdálenost prutů	s	mm	155	125	120
Navržená plocha výztuže	$A_{s,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	324	628	1283
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_s$	MPa	129,90	185,86	232,77
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,\text{norma}}$	mm <sup>2</sup>	836	1248	1933



Obrázek 23. Graf minimální plochy výztuže v závislosti na tloušťce desky

Z výsledků pro množství výztuže v závislosti na tloušťce základové desky je patrné, že tvar konstrukce má znatelný vliv na množství výztuže, která se navrhuje na nesilové účinky. Vývin hydratačního tepla je u normálních betonů poměrně rychlý (kolem 6. hodiny po vybetonování dosahuje hydratace maximální hodnoty vývinu hydratačního tepla a to přibližně  $1600 \text{ W/m}^3$ ) a než se tepelná energie dostane z vnitřku základové desky na povrch, dokáže se průřez dostatečně ohřát (rozdíl teplot na počátku betonáže a na konci může být mezi  $10\text{-}20 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Následkem toho nám vznikají velká tahová napětí na povrchu základové desky, které překračují tahovou pevnost betonu (běžně kolem  $3,0 \text{ MPa}$ ).

Z grafu 23 lze taky vidět závislost množství výztuže na délce betonovaného záběru. S delším betonovaným záběrem se zvětšuje síla vyvozená od tření a tím i potřebná plocha výztuže pro přenesení tahových sil na okrajích průřezu. V tomto případě předpokládáme volné zkracování na obou koncích betonované základové desky, to znamená že třecí síla lineárně roste po délce záběru od nulové hodnoty na začátcích až do své maximální hodnoty dané normovým vztahem do poloviny záběru.

Normativní vztahy neberou v potaz optimalizované složení betonu, a proto potřebné množství výztuže bude pro zvětšující tloušťky základových desek neustále větší. Za to výpočet s uvážením složení betonu a řešenou diferenciální rovnicí je závislost nelineární, a proto pro větší tloušťky desek je množství potřebné výztuže menší.

## 2.2 Vliv součinitele tření

Další zkoumaná veličina byla součinitele tření  $\mu$  v základové spáře. Jednotlivé hodnoty jsou uvedeny v [3],[4].

Limitní šířka trhlin byla použita 0,3 mm.

Jako výchozí tloušťka desky byla zvolena deska 500 mm.

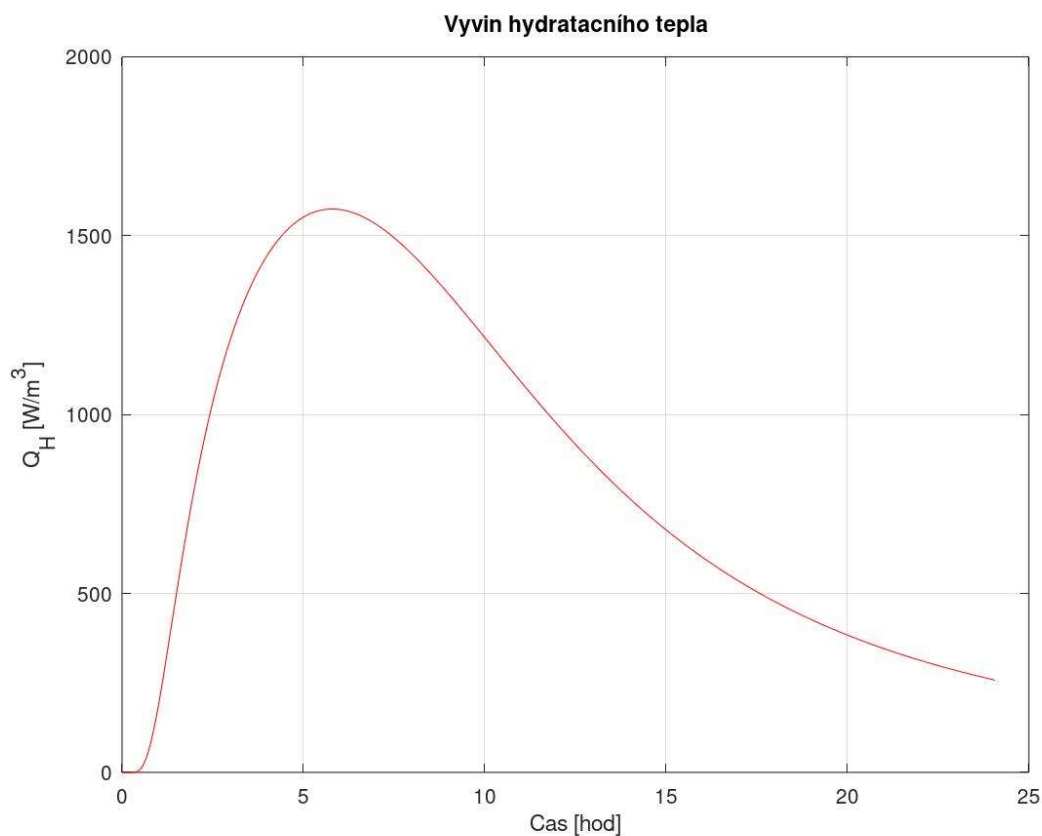
Pro výpočet se uvažovali 2 délky betonovaných záběrů a to  $L=25\text{ m}$  a  $L=50\text{ m}$ .

Veškeré grafy, které nejsou vykresleny v závislosti na čase ale na poloze, jsou zobrazeny při maximální teplotě v průřezu.

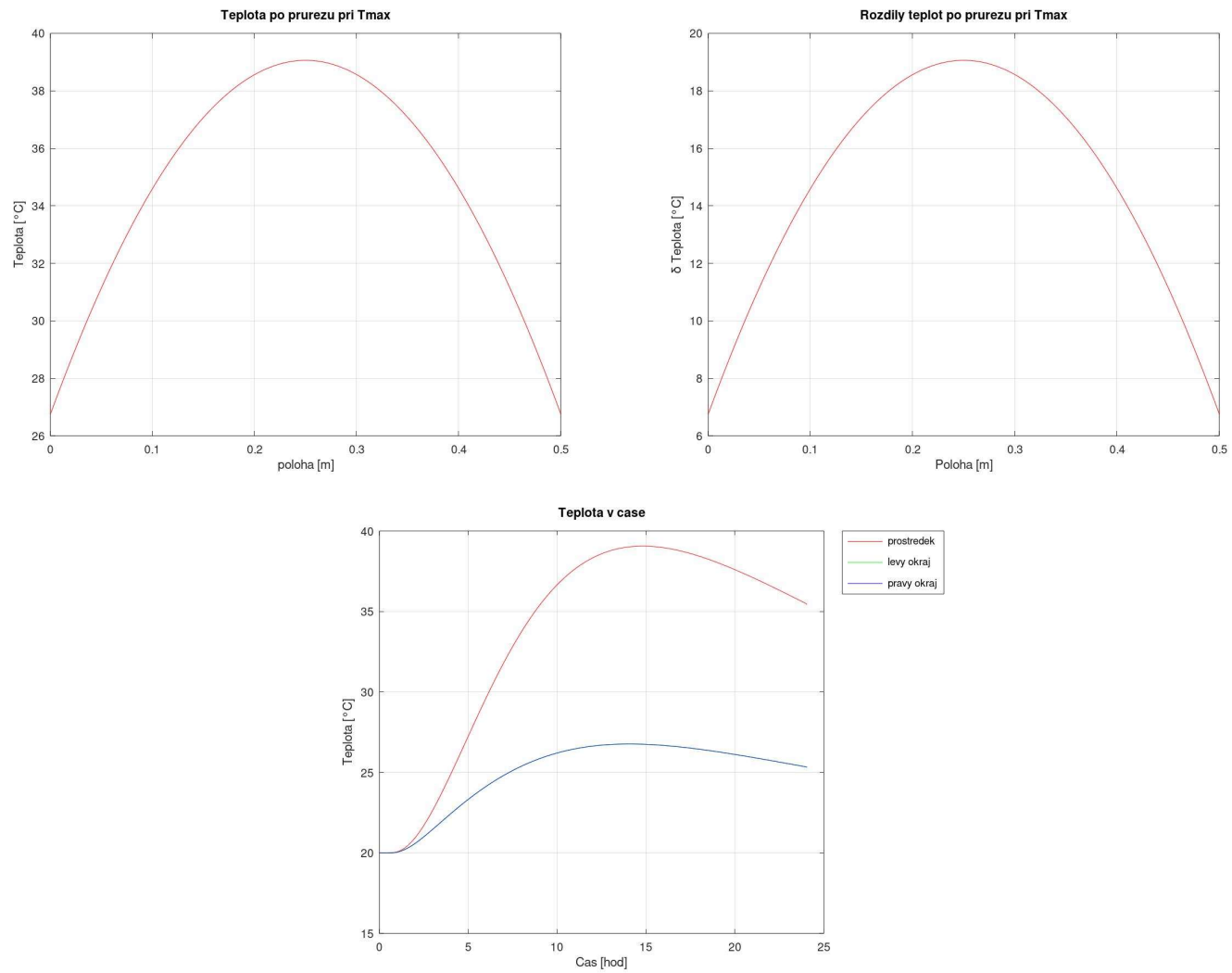
### 2.2.1 Součinitel tření 0,3

Této hodnotě odpovídá případ, kdy na strojně hlazenou vrstvu položíme silnější (více jak 0,2 mm) fólii se silikonovým mazivem.

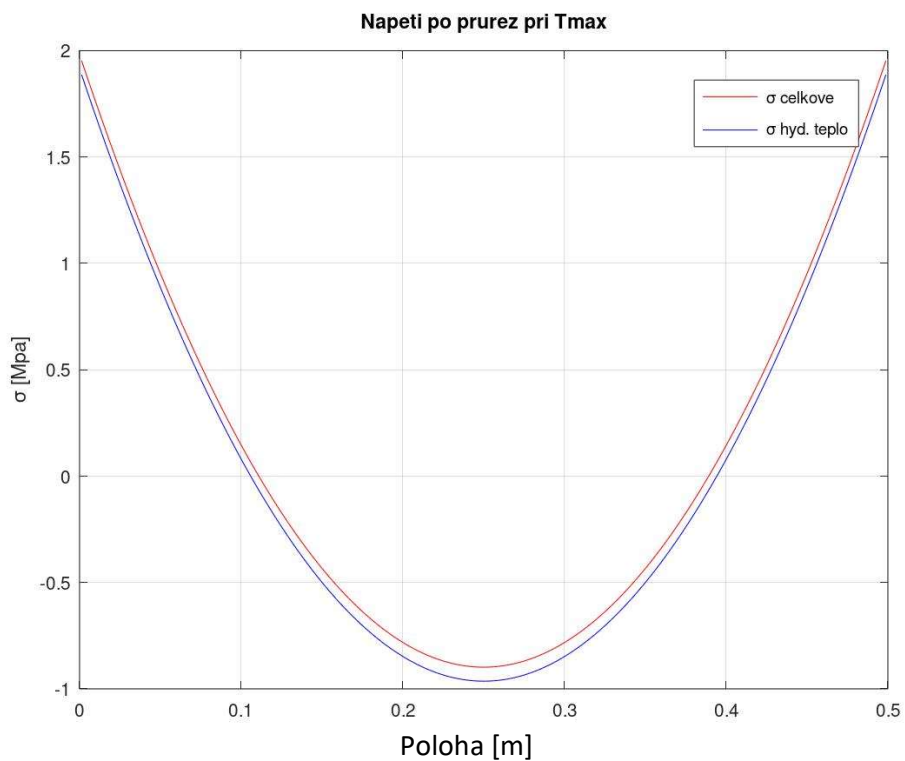
Maximální teploty bylo dosaženo uprostřed průřezu  $T_{max} = 39,06\text{ °C}$  v čase 14,89 hod. Maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je  $19,06\text{ °C}$ . Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak 0,92 MPa a na krajích tahové napětí s hodnotou 1,98 MPa.



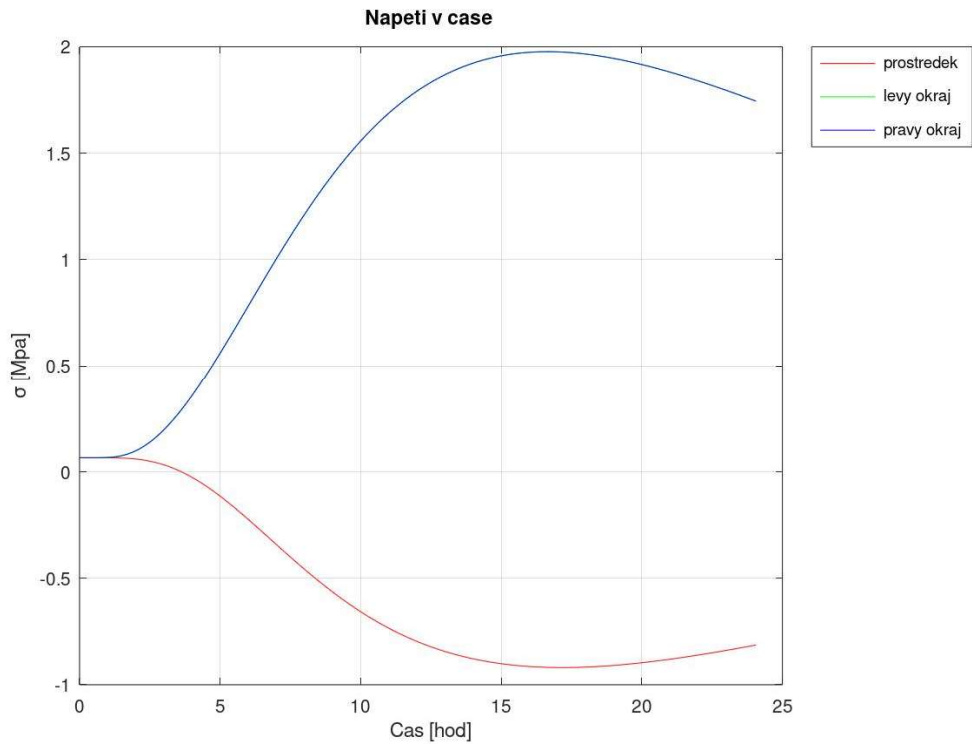
Obrázek 24. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500



Obrázek 25. Teploty součinitel tření 0,3: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)



*Obrázek 26. Napětí po průřezu*

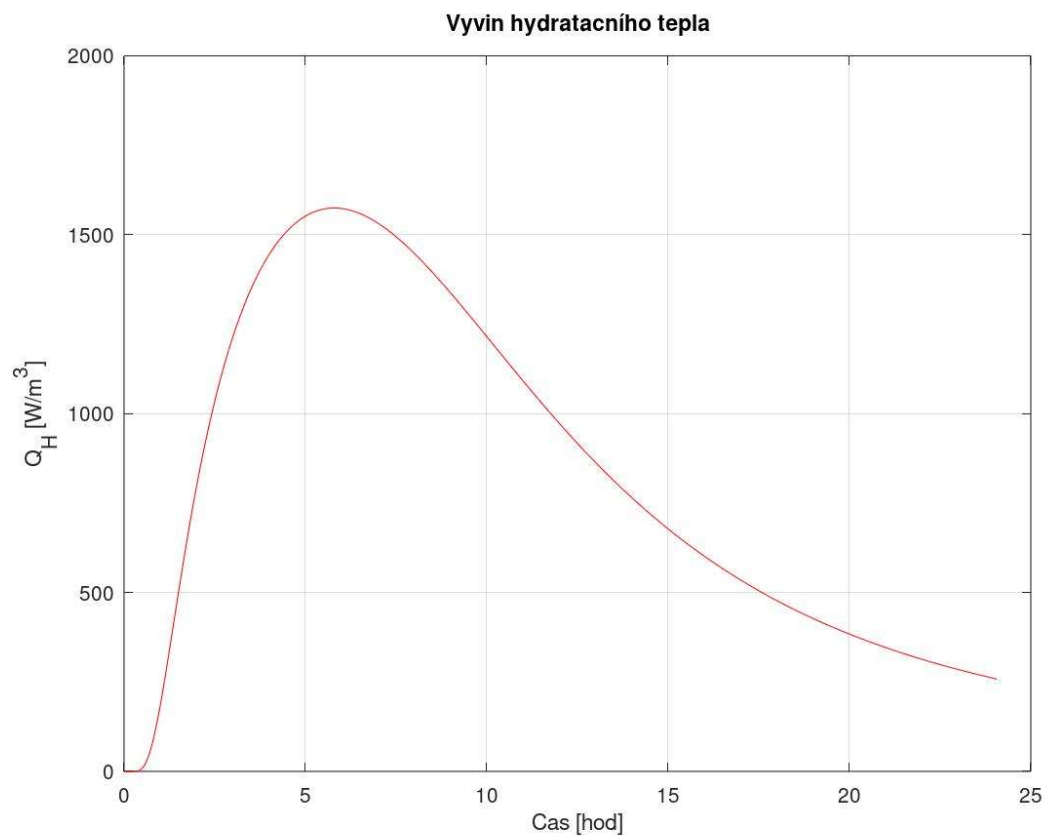


*Obrázek 27. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu*

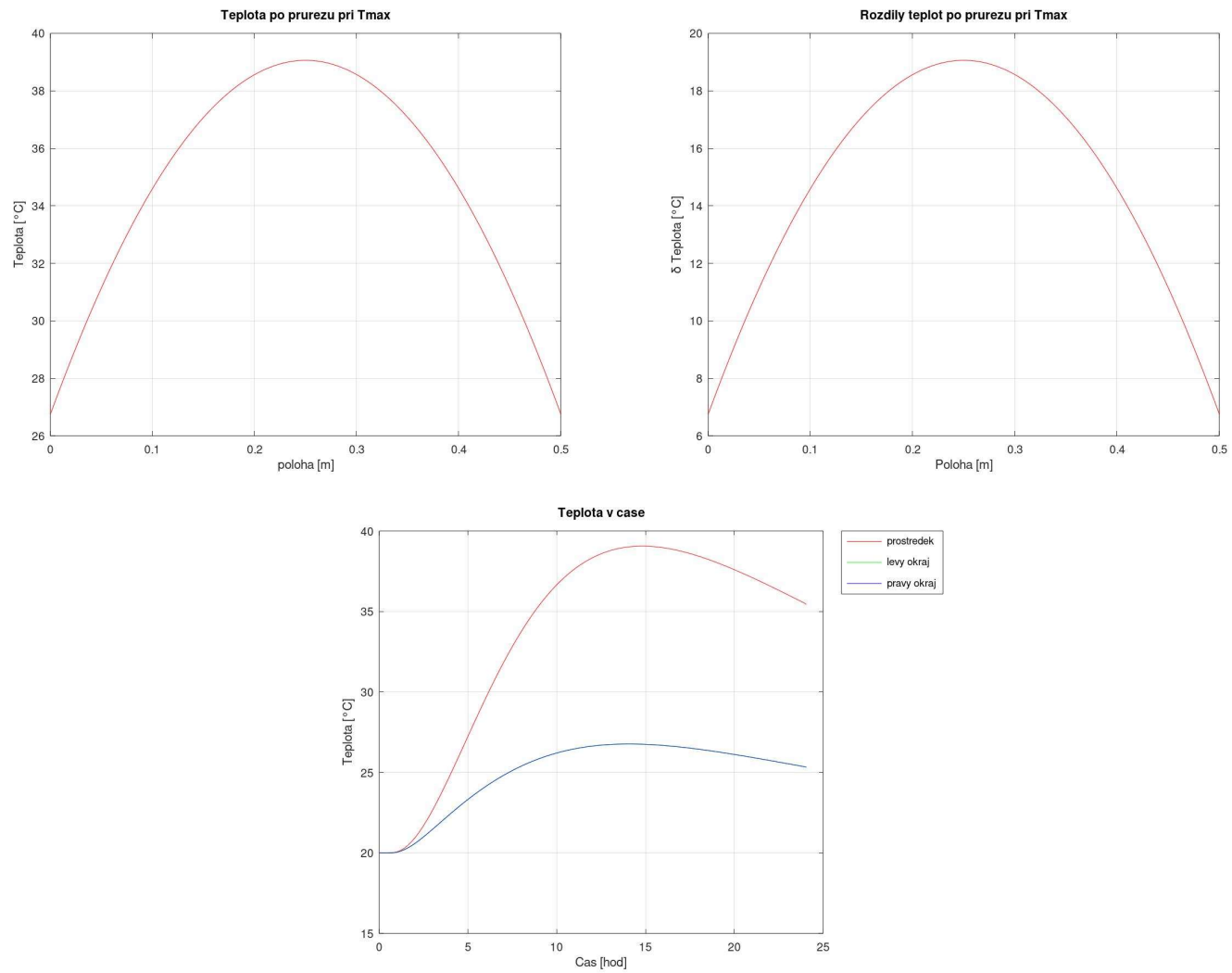
### 2.2.2 Součinitel tření 0,7

Této hodnotě odpovídá případ, kdy základovou desku vybetonujeme na vrstvu písku zrnitosti 0,35 mm a o mocnosti 60 – 100 mm.

Maximální teploty bylo dosaženo uprostřed průřezu  $T_{max} = 39,06\text{ °C}$  v čase 14,89 hod. Maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je 19,06 °C. Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak 0,83 MPa a na krajích tahové napětí s hodnotou 2,06 MPa.

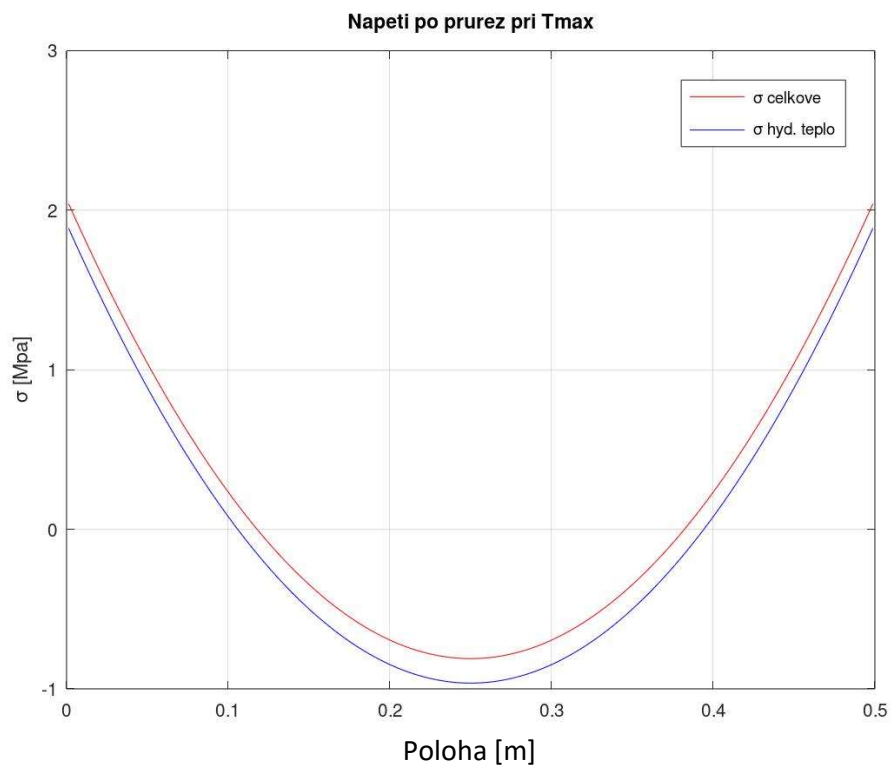


Obrázek 28. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500

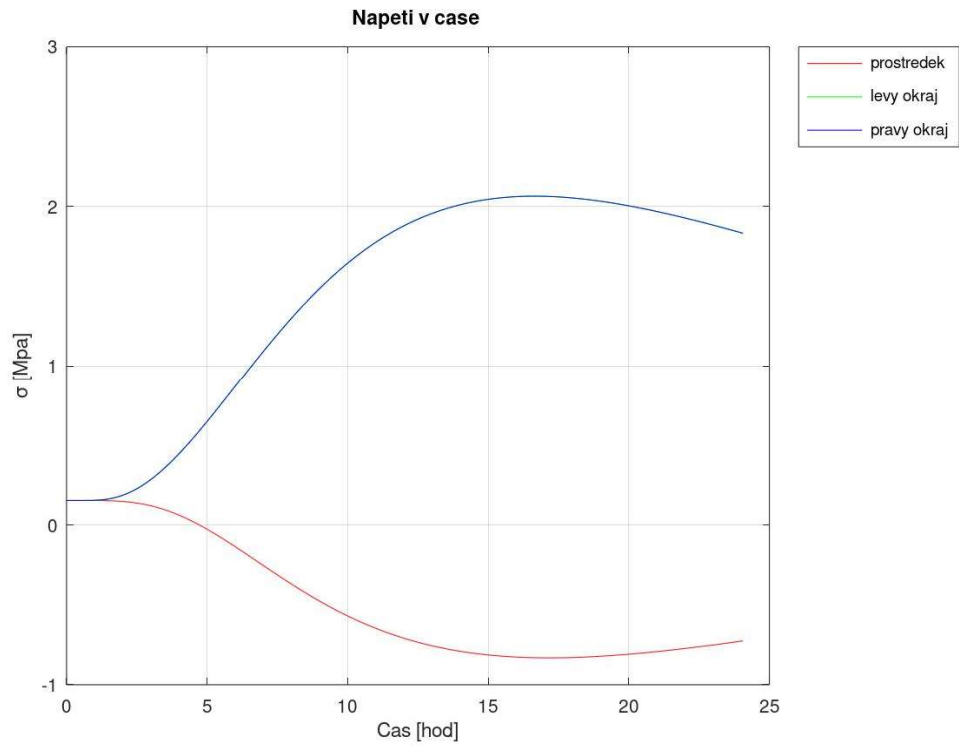


Obrázek 29. Teploty součinitel tření 0,7: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)





*Obrázek 30. Napětí po průřezu*



*Obrázek 31. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu*

### 2.2.3 Součinitel tření 1,0

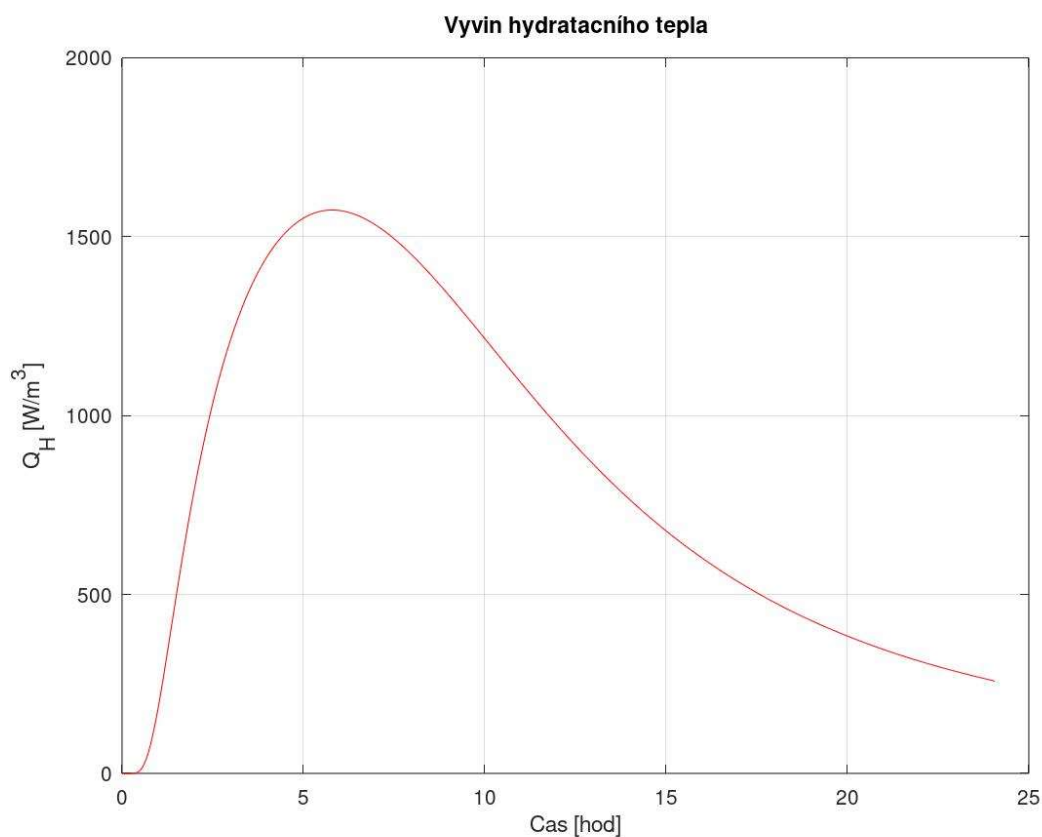
Této hodnotě odpovídá případ, kdy nepoužijeme žádnou podkladní vrstvu a desku vybetonujeme hned na hrubozrnnou zeminu. Tento případ, kdy není vytvořena kluzná vrstva je silně závislý na tloušťce betonované základové desky. Pro tuto hodnotu odpovídá tloušťka desky 900 mm. Ale v tomto případě se hodnota součinitele použila na všechny zkoumané tloušťky pro průhlednost výsledků.

Výsledky jsou převzaty z kapitoly 2.1.2 Vliv tloušťky – Deska 500.

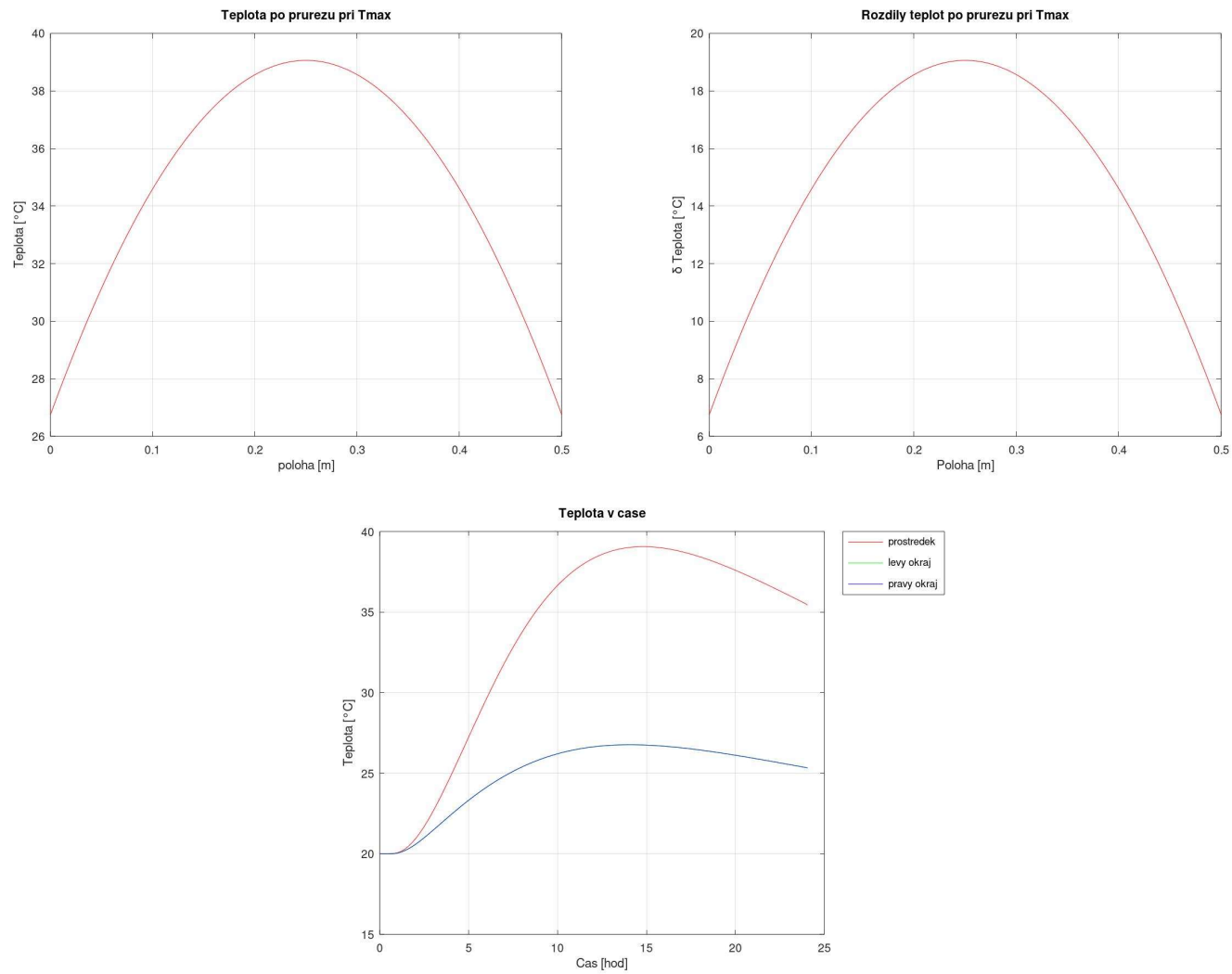
### 2.2.4 Součinitel tření 1,4

Této hodnotě odpovídá případ, kdy nepoužijeme žádnou podkladní vrstvu a desku vybetonujeme hned na hrubozrnnou zeminu. Tento případ, kdy není vytvořena kluzná vrstva je silně závislý na tloušťce betonované základové desky. Pro tuto hodnotu odpovídá tloušťka desky 200 mm. Ale v tomto případě se hodnota součinitele použila na všechny zkoumané tloušťky pro průhlednost výsledků.

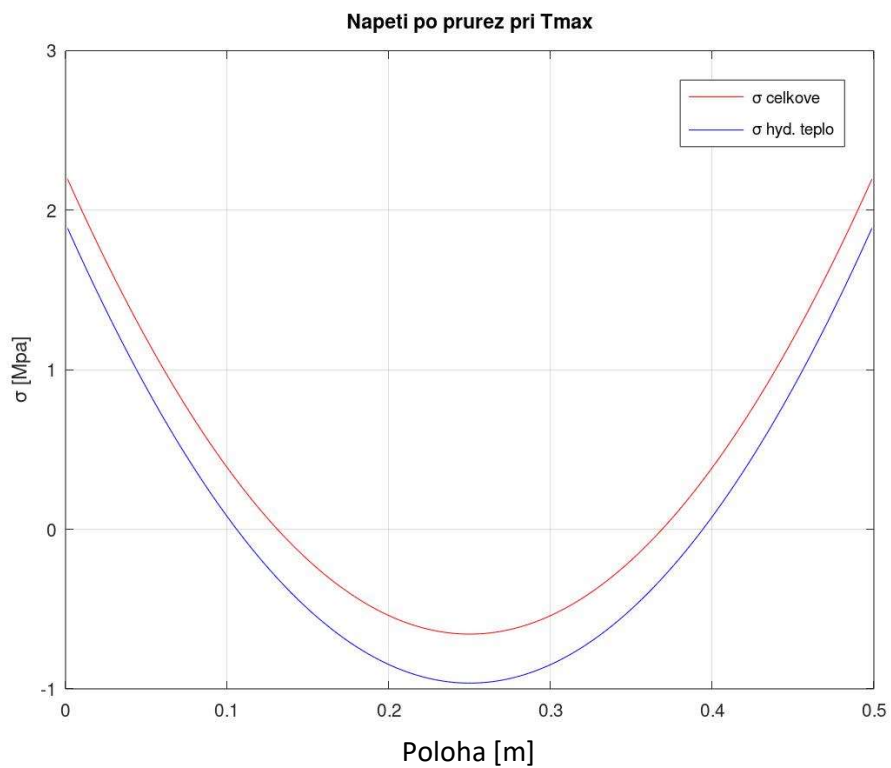
Maximální teploty bylo dosaženo uprostřed průřezu  $T_{max} = 39,06\text{ °C}$  v čase 14,89 hod. Maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je  $19,06\text{ °C}$ . Uprostřed průřezu, po sečtení napětí od hydratace a od tření, vzniká tlak 0,68 MPa a na krajích tahové napětí s hodnotou 2,22 MPa.



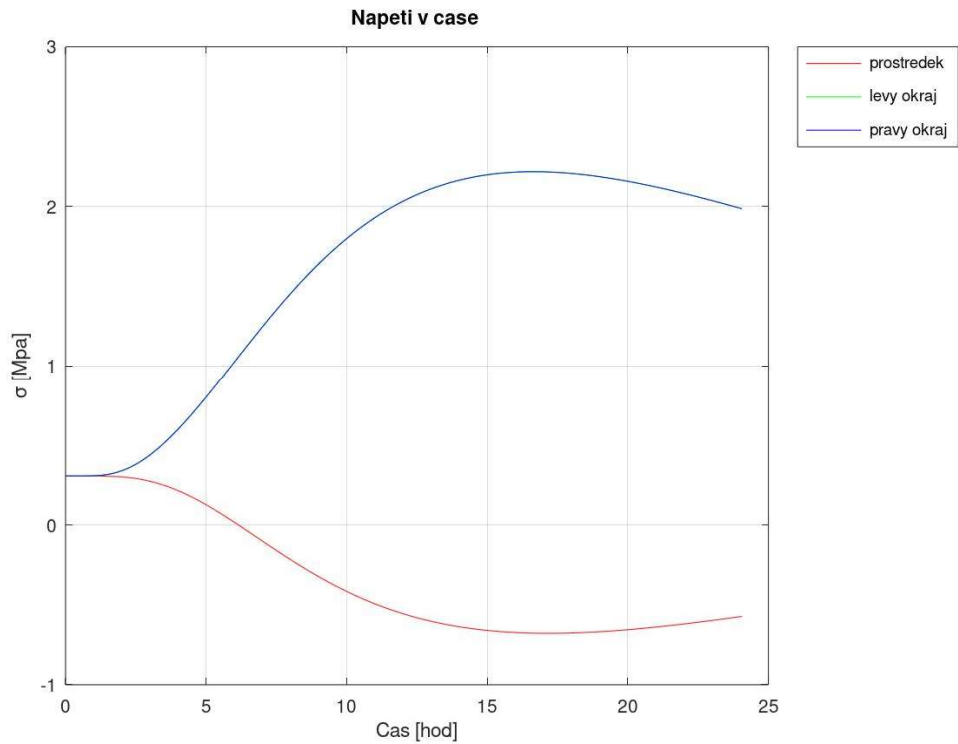
Obrázek 32. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500



Obrázek 33. Teploty součinitel tření 1,4: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)



*Obrázek 34. Napětí po průřezu*



*Obrázek 35. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu*

## 2.2.5 Diskuze

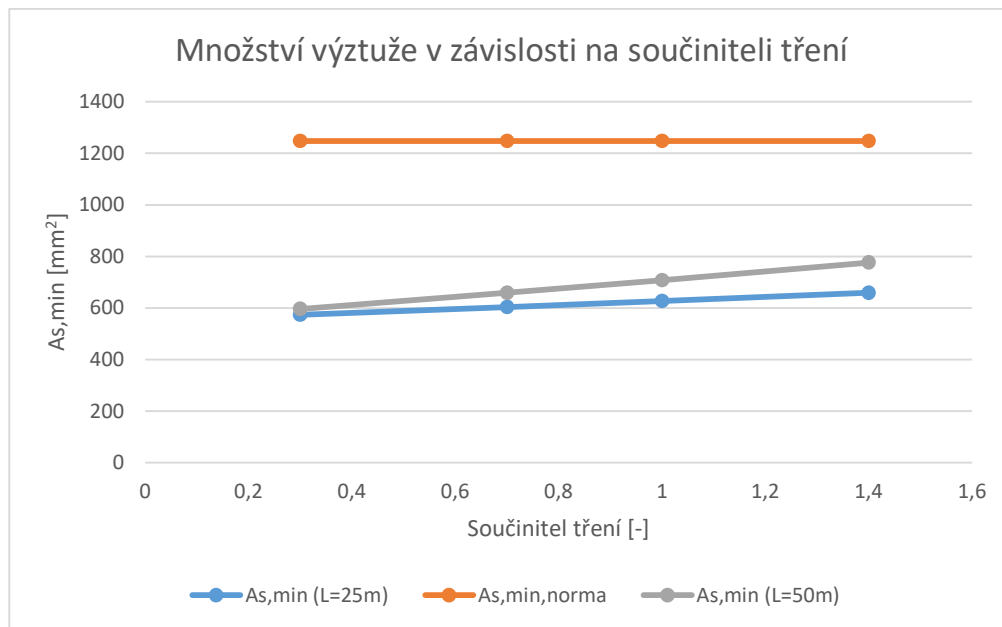
Tabulka 4. Výsledky ze závislosti na součiniteli tření pro L=50 m

	$\mu$	-	0,3	0,7	1	1,4
Maximální teplota v průřezu	$T_{\max}$	°C	39,06	39,06	39,06	39,06
čas dosažení maximální teploty	$t_{\max}$	hod	14,89	14,89	14,89	14,889
Maximální (max. tahové) napětí v průřezu	$\sigma_{\max}$	MPa	2,04	2,22	2,35	2,53
Minimální (max. tlakové) napětí v průřezu	$\sigma_{\min}$	MPa	-0,85	-0,68	-0,55	-0,37
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct}$	kN	106,39	127,82	145,66	172,16
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min}$	mm <sup>2</sup>	597	659	708	776
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min}$	MPa	178,3	193,88	205,70	221,75
Průměr výztuže	$\emptyset$	mm	10	10	10	10
Osová vzdálenost prutů	s	mm	130	115	110	100
Navržená plocha výztuže	$A_{s,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	604	683	714	785
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_s$	MPa	176,10	187,16	204,01	219,20
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,\text{norma}}$	mm <sup>2</sup>	1248	1248	1248	1248

Tabulka 5. Výsledky ze závislosti na součiniteli tření pro L=25 m

	$\mu$	-	0,3	0,7	1	1,4
Maximální teplota v průřezu	$T_{\max}$	°C	39,06	39,06	39,06	39,06
čas dosažení maximální teploty	$t_{\max}$	hod	14,89	14,89	14,89	14,889
Maximální (max. tahové) napětí v průřezu	$\sigma_{\max}$	MPa	1,98	2,06	2,13	2,22
Minimální (max. tlakové) napětí v průřezu	$\sigma_{\min}$	MPa	-0,92	-0,83	-0,77	-0,68
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct}$	kN	98,99	108,92	116,78	127,82
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min}$	mm <sup>2</sup>	574	604	628	659
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min}$	MPa	172,49	180,23	186,06	193,88
Průměr výztuže	$\emptyset$	mm	10	10	10	10
Osová vzdálenost prutů	s	mm	135	125	125	115
Navržená plocha výztuže	$A_{s,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	582	628	628	683
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_s$	MPa	170,15	173,35	185,86	187,16
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,\text{norma}}$	mm <sup>2</sup>	1248	1248	1248	1248

Pozn.: Výsledky pro součinitel tření =1 byl převzat z kapitoly 2.1 Vliv tloušťky.



Obrázek 36. Graf minimální plochy výztuže v závislosti na součiniteli tření

Z výsledků v tabulce č.4 a č.5 je patrné, že vliv součinitele tření má na množství výztuže znatelný vliv. Z grafu 36 je vidět, že závislost mezi množstvím výztuže a součinitelem tření je čistě lineární. Minimální výztuže podle normy je sice na straně bezpečné ale konzervativní.

Pro delší záběr ( $L=50\text{ m}$ ) je křivka strmější, jelikož vzniká větší síla od tření.

V praxi v ČR se pohybujeme kolem součinitele tření 1,0. To proto že na stavbě se tlačí na co nejrychlejší dokončení stavby a není čas na důkladnou úpravu podkladní vrstvy na kterou se vybetonuje základová deska. A nejde jen o náročnost časovou ale i o finanční.

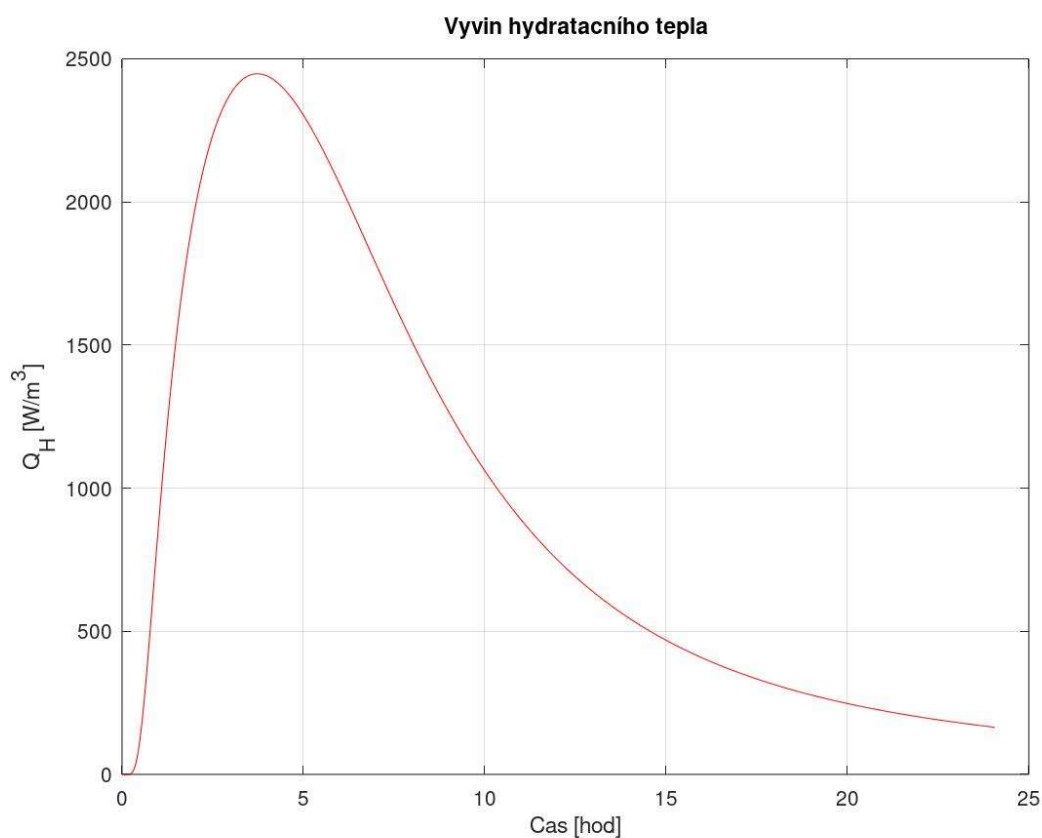
V ČR běžné podkladní vrstvy jsou podkladní beton (hrubý) + 1x tlustší fólie nebo 2x tenčí PE fólie.

## 2.3 Vliv nesymetrických okrajových podmínek

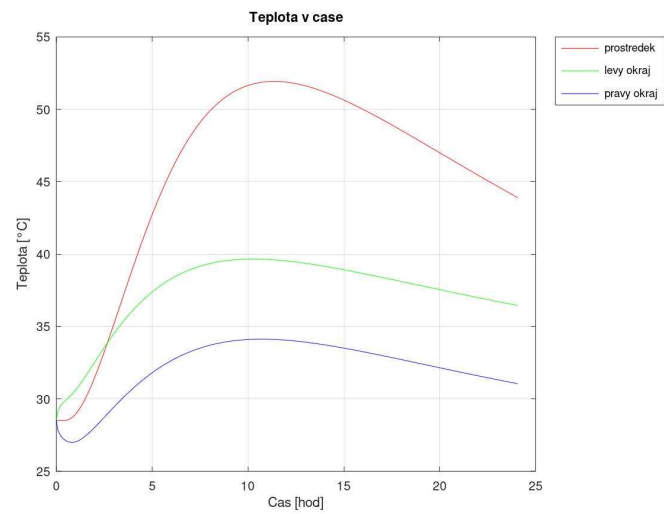
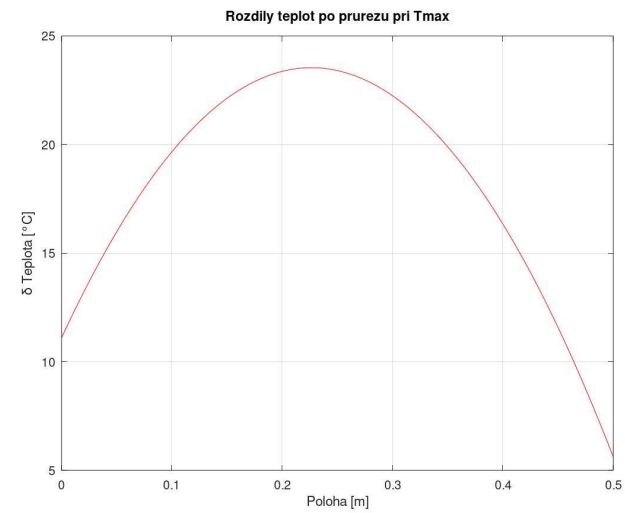
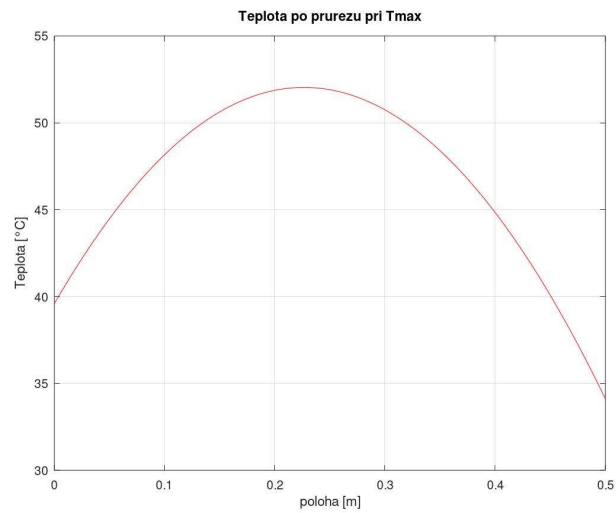
### 2.3.1 Rozdílné teploty

V tomto případě jsme simulovali letní období kde při horním povrchu (levý okraj) uvažujeme teplotu 32 °C a při dolním povrchu (pravý okraj) 25 °C. Desku uvažujeme tloušťky 500 mm a součinitel tření  $\mu = 1,0$ .

Maximální teplota je uprostřed průřezu  $T_{max} = 52,04$  °C v čase 11,44 hod. Maximální rozdíl teplot od začátku hydratace je necelých 24 °C. Uprostřed průřezu, vzniká tlak 0,96 MPa, na levém okraji vzniká maximální tah a to 3,07 MPa.

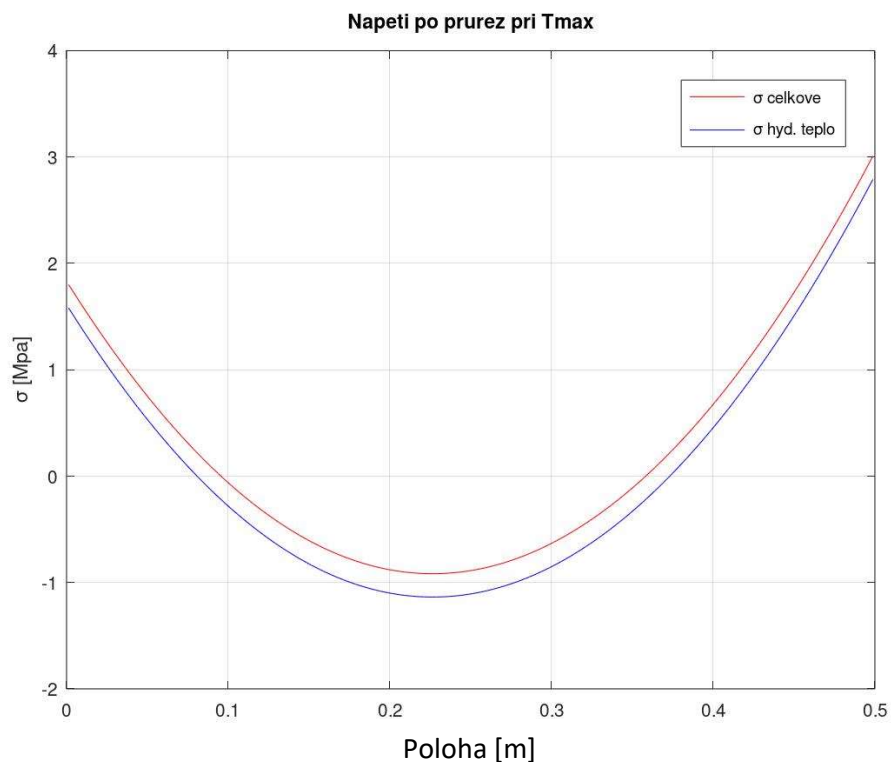


Obrázek 37. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500 a rozdílnými počátečními teplotami na okrajích

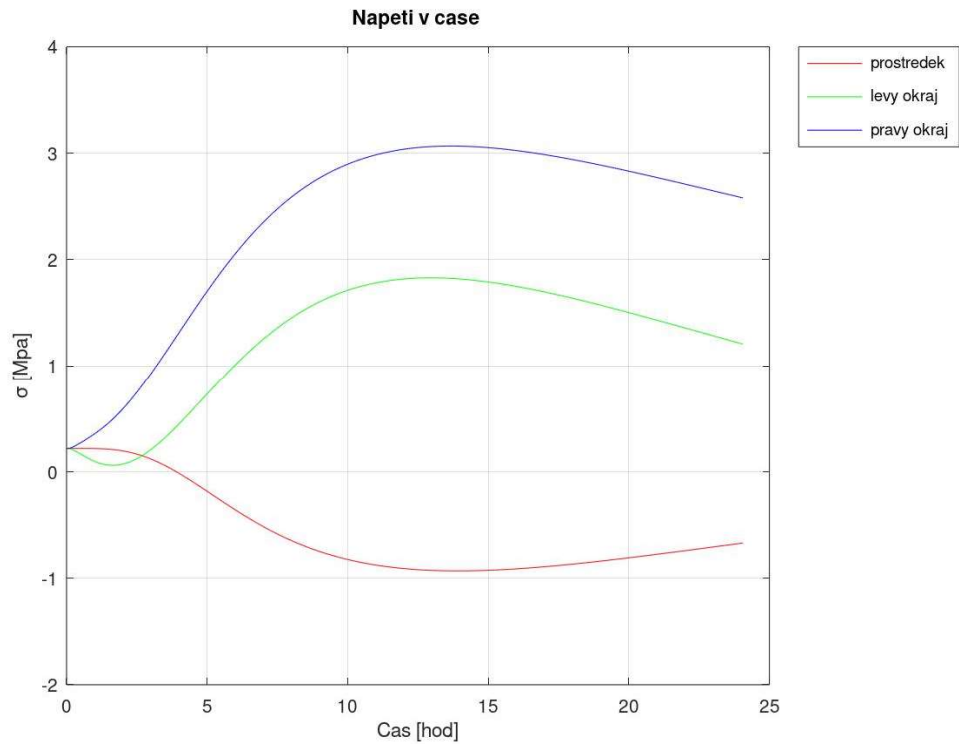


Obrázek 38. Teploty pro rozdílné teploty: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)





Obrázek 39. Napětí po průřezu

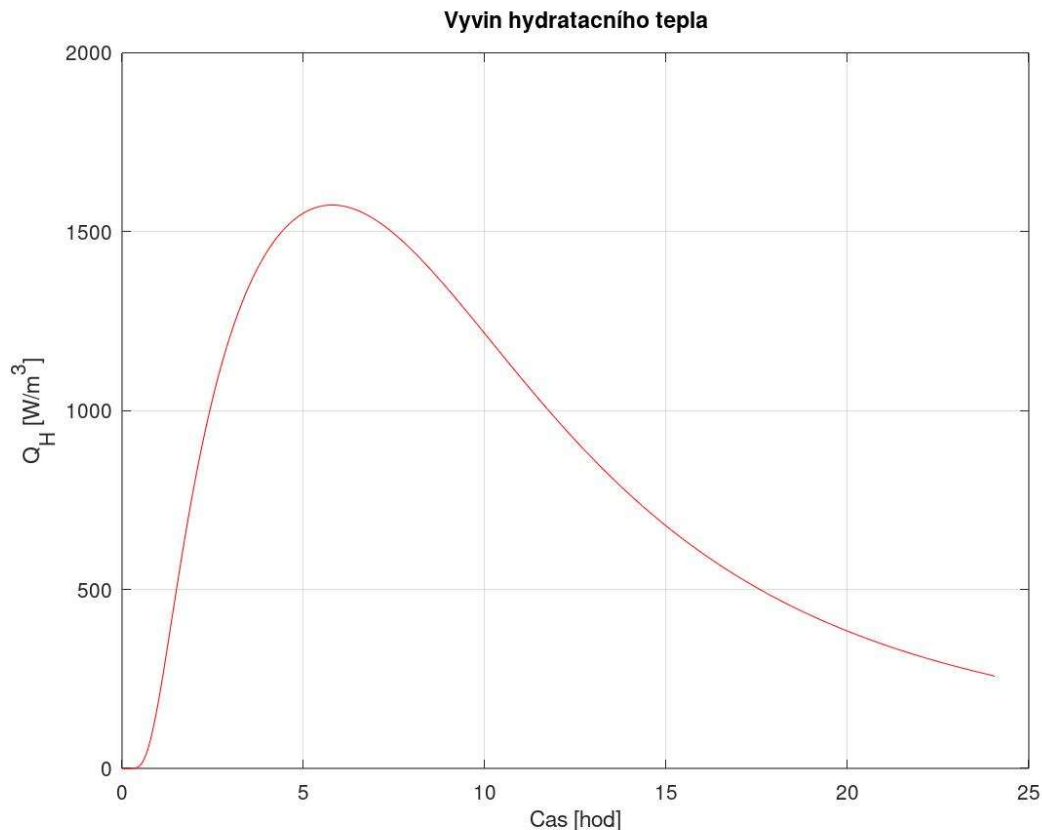


Obrázek 40. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu

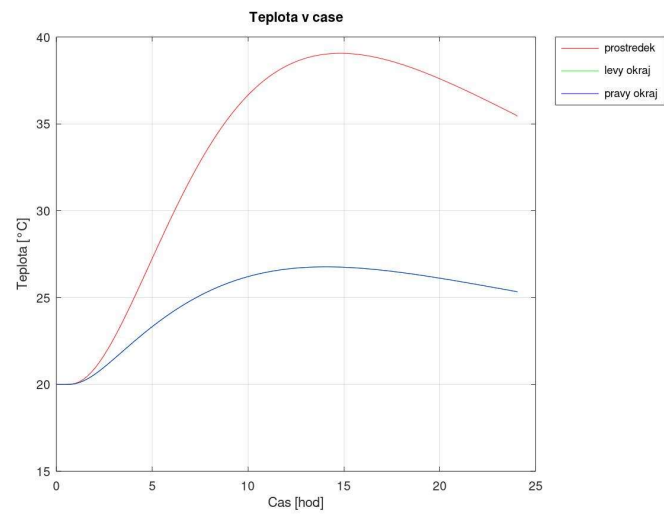
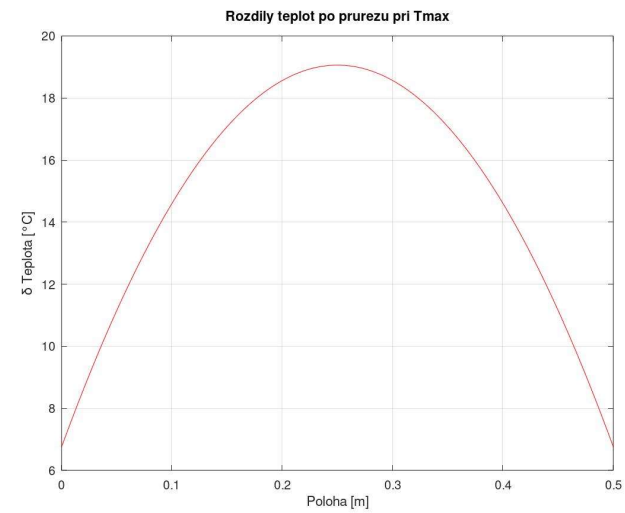
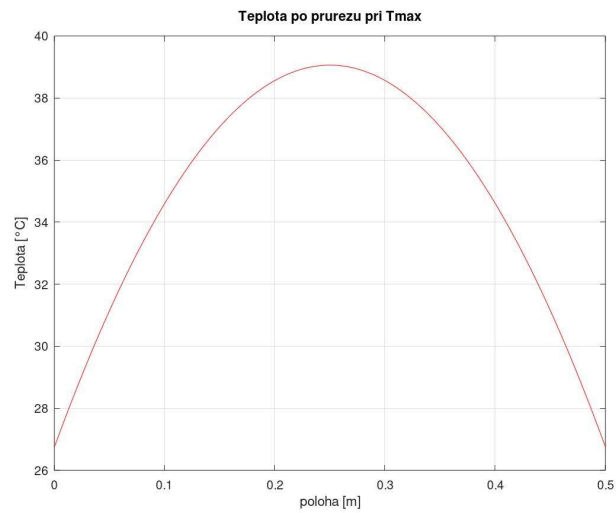
### 2.3.2 Rozdílné limitní šířky trhlin a krytí

V tomto případě jsme zkoumali vliv rozdílných krytí a limitní šířky trhlin na horním a dolním povrchu. Při horním povrchu uvažujeme krytí  $c = 30 \text{ mm}$  a  $w_k = 0,25 \text{ mm}$  a při dolním povrchu  $c = 40 \text{ mm}$  a  $w_k = 0,2 \text{ mm}$ . Pro dolní povrch jsou okrajové podmínky přísnější z důvodu styku s vlhkým prostředím, které by mohlo širšími trhlinami kapilárně transportovat vodu betonem.

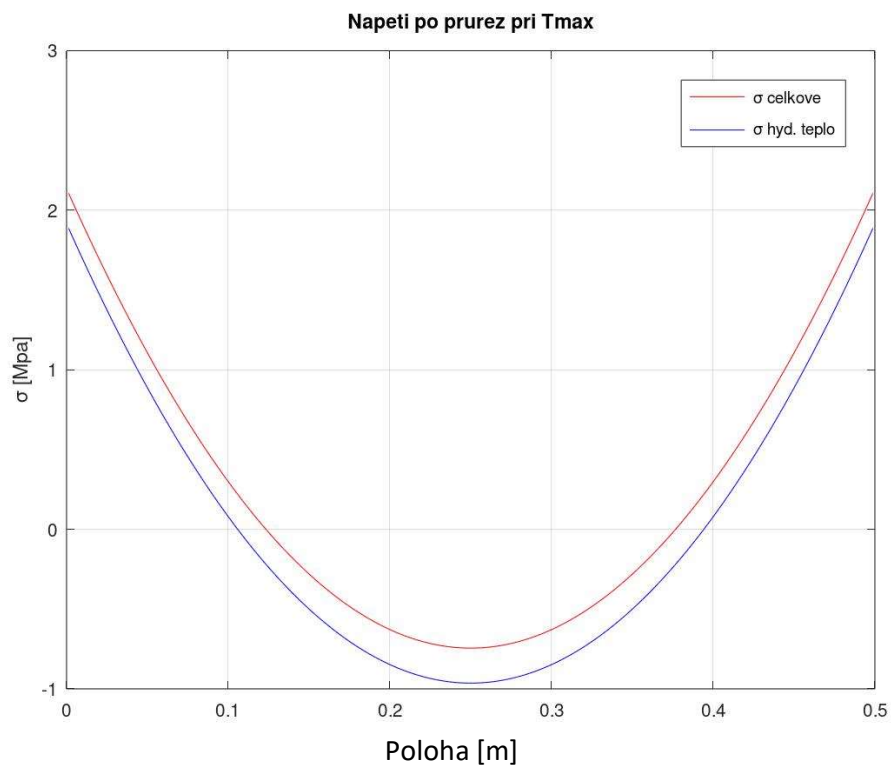
Další důvody mohou být bludné proudy při kterých jsou kritéria na krytí a šířku trhliny ještě přísnější. Na šířku trhliny má vliv i hladina podzemní vody, respektive na poměru výšky hladiny spodní vody nad základovou spárou a tloušťkou desky  $\left(\frac{h_{PV}}{h_d}\right)$  dle [2].



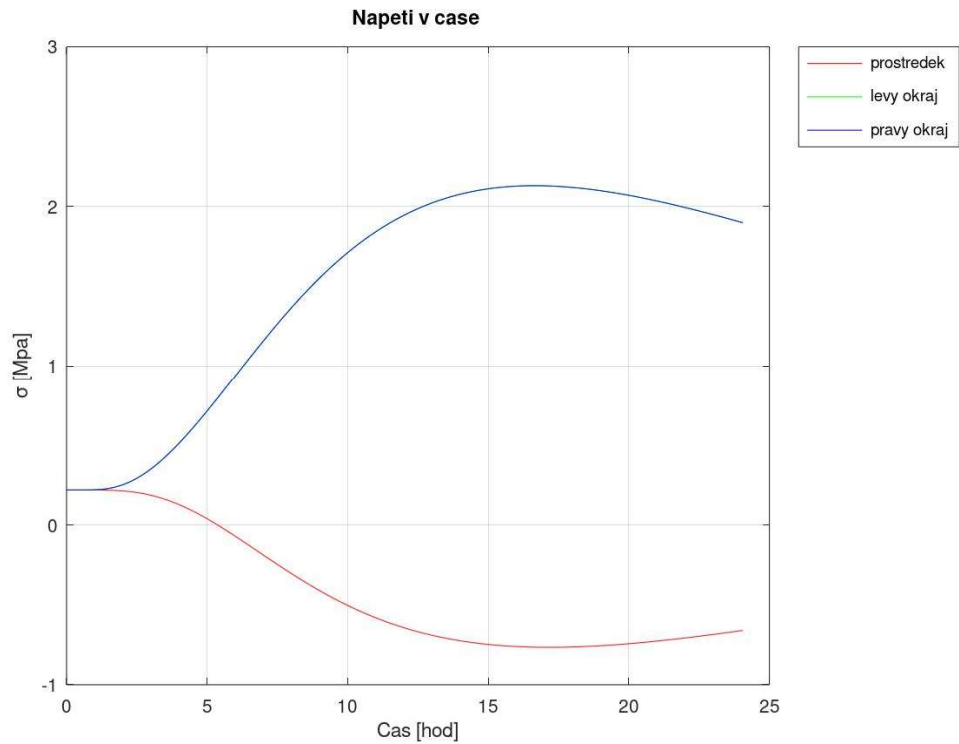
Obrázek 41. Graf vývinu tepla v čase pro tloušťku desky 500 a s rozdílnými limitními šířkami trhlin a velikostmi krytí



Obrázek 42. Teploty pro rozdílné šířky trhlin a krytí: a) teplota po průřezu při max. teplotě; b) rozdíly teplot při max. teplotě; c) teplota v čase na okrajích a uprostřed průřezu (zleva doprava, shora dolů)



Obrázek 43. Napětí po průřezu



Obrázek 44. Napětí v čase na okrajích a uprostřed průřezu

### 2.3.3 Diskuze

Tabulka 6. Výsledky z nesymetrických okrajových podmínek

			rozdílné teploty	rozdílné šířky trhlin a krytí
Maximální teplota v průřezu	$T_{\max}$	°C	52,04	39,06
čas dosažení maximální teploty	$t_{\max}$	hod	11,44	14,89
Maximální (max. tahové) napětí v průřezu	$\sigma_{\max}$	MPa	3,07	2,13
Minimální (max. tlakové) napětí v průřezu	$\sigma_{\min}$	MPa	-0,96	-0,77
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,L,\text{norm}}$	mm <sup>2</sup>	1248	1942
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct,L}$	kN	79,68	116,78
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min,L}$	mm <sup>2</sup>	511	972
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min,L}$	MPa	156,04	120,20
Průměr výztuže	$\varnothing_L$	mm	10	12
Osová vzdálenost prutů	$s_L$	mm	150	115
Navržená plocha výztuže	$A_{s,L,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	524	983
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,L}$	MPa	152,18	119
Minimální plocha výztuže dle normy	$A_{s,\min,P,\text{norm}}$	mm <sup>2</sup>	1365	1516
Maximální tahová síla v průřezu	$F_{ct,P}$	N	191,18	116,78
Minimální plocha výztuže z výpočtu teplot	$A_{s,\min,P}$	mm <sup>2</sup>	904	763
Minimální tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,\min,P}$	MPa	211,48	153,07
Průměr výztuže	$\varnothing_P$	mm	12	12
Osová vzdálenost prutů	$s_P$	mm	125	145
Navržená plocha výztuže	$A_{s,P,\text{prov}}$	mm <sup>2</sup>	905	780
Tahové napětí ve výztuži	$\sigma_{s,P}$	MPa	211,30	149,72

Z výsledků pro šířku trhlin a krytí můžeme vypožorovat, že tyto parametry mají na množství výztuže znatelný vliv, a proto bychom si měli na začátku návrhu dobře promyslet s jakou šířku trhliny musíme v projektu počítat.

U rozdílných teplot je vidět, že napětí u jednoho povrchu klesá a potom zase roste do tahových napětí. V případě malého součinitele tření by mohlo klesnout až do tlakových napětí. Ale tento jev je nepodstatný, jelikož pevnost betonu v tlaku roste rychleji než tato tlaková napětí.

## 2.4 Vliv betonové směsi

Vodonepropustnou konstrukci lze chápat jako jednotlivé monolitické železobetonové konstrukce (desky, stěny), spojené těsníci prvky (těsnící plechy, profily) v pracovních sparách. Případné poruchy bílých van (průsaky) jsou nejčastěji způsobeny vznikem vodopropustných trhlin (návrh, technologie), vodopropustnou pracovní spárou (provádění, technologie) nebo plošným průsakem hmotou betonu (návrh, technologie). Je tedy vidět, že technologie betonu může ovlivnit vznik všech typů poruch vodonepropustné konstrukce. Navrhování bílých van není v České republice normalizované, využívají se proto zahraniční směrnice, případně jejich překlady. Beton je v současné době v České republice specifikován a vyráběn podle normy ČSN EN 206 (platná od 6/2014) nebo dle ČSN EN 206-1/Z4 (do konce přechodného období, tj. do 9/2015). Zároveň je v přípravě doplňková norma s označením ČSN P 73 2404, která bude v platnosti současně s ČSN EN 206. Platnost této doplňkové normy se předpokládá od 5/2015. Ze specifikace betonu podle uvedených norem ovšem nelze poznat, že beton je určen pro vodonepropustnou konstrukci. Jsou zde sice požadavky na maximální průsak tlakovou vodou, ale spíše jako parametr trvanlivosti betonu v daném prostředí. Další parametry, jako je smrštění nebo vývin hydratačního tepla, jsou řešeny pouze nepřímo, např. formou předepsání typových (normalizovaných) betonů (TP ČBS 02). Dokumentem, který se této tematice věnuje, jsou např. Technická pravidla ČBS 02 – Bílé vany – vodotěsné betonové konstrukce [3]. Tento dokument je překladem rakouské směrnice Vodotěsné betonové stavby – bílé vany a je zajímavým podkladem pro návrh konstrukce a složení betonu. Tato pravidla specifikují třídu požadavků na vodotěsnost vnějších stěn, základových desek a stropů ( $A_s$ ,  $A_{1-4}$ ), kde je stanoven výsledný vzhled povrchu betonu a posuzování případných vad. [16]

	Požadavky kladené na beton BS1 A		
	dle TP ČBS 02	vzhledem k svp dle ČSN EN 206	vzhledem k svp dle ČSN EN 206-1/Z4
Typové označení	BS1 A	-	-
Stupeň vívu prostředí	XC3, XD2, XF3, XA1	XC3, XD2, XF3, XA1	XC3, XD2, XF3, XA1
Pevnostní třída	C25/30 – 56 dní	min. C30/37	min. C25/30
Cement podle ÖNORM B 3327-1	max. WT33 bez C3A	-	-
Nárůst teploty v betonu [K]	max. 13	-	-
Obsah vzduchu [%]	2,5 až 5	min. 4	min. 4
Celkový obsah vody [l/m <sup>3</sup> ]	max 170	-	-
Voda/pojivo	max. 0,6	-	-
Vodní součinitel	-	max 0,5	max 0,5
Teplota čerstvého betonu [°C]	max. 22	-	-
Maximální přípustná teplota betonového dílu [°C]	45	-	-
Obsah cementu [kg/m <sup>3</sup> ]	240 až 260	min. 320	min. 320
Maximální průsak při kontrolních zkouškách [mm]	50	-	35
Odolnost betonu vůči zmrazování a rozmrazování, při zkoušce dle ČSN 73 1326 – metoda/počet cyklů/odpad [g/m <sup>2</sup> ]	-	-	A/100/ 1 250, C/75/ 1 250

Obrázek 45. Porovnání požadavků na normalizovaný beton BS1 A dle TP ČBS 02, ČSN EN 206 a ČSN EN 206-1/Z4 ([16], str.14)

Z obr. 8 je patrné, že jediným parametrem dle ČSN EN 206-1 je maximální průsak tlakovou vodou. Tento parametr se dá považovat jako základní v případě betonu pro bílou vanu, neplatí ovšem vždy pravidlo, že čím nižší průsak, tím lepší beton pro účely bílé vany. Z předepsaného složení pro normalizovaný beton BS1 A je vidět hlavně záměr omezit vynucená namáhání (smrštění autogenní i z vysychání a hydratační teplo). [16]

Na dosaženou maximální teplotu v konstrukci mají hlavní vliv následující parametry:

- teplota čerstvého betonu
- teplota prostředí
- geometrie konstrukce
- vývoj hydratačního tepla betonu.

„Jediné, co můžeme ovlivnit složením betonu, je vývoj hydratačního tepla při hydrataci. Nejvíce vývin hydratačního tepla betonu ovlivňuje množství a typ cementu. Cementy s velmi pomalým vývinem hydratačního tepla mají v označení písmena LH (low heat). Všeobecně je vhodné použít cement s pomalejším nárůstem pevností a nižším množstvím slinku. Další možností je použití minimálního množství portlandského cementu a přidání vyššího množství latentně hydraulické příměsi (popílek, struska) přímo do betonu. Vždy záleží na konkrétních podmínkách, zejména na možnostech konkrétní betonárny.“ [16]

„Problémem při specifikaci betonu je upřesnění požadavku na vývin hydratačního tepla. Výše uvedené normy pro výrobu betonů neumožňují specifikovat vývin hydratačního tepla. Zároveň není jednotná metodika zkoušení a v neposlední řadě většina výrobců betonu tyto hodnoty nemá či nezná. V poptávkách se občas vyskytuje požadavek na „nízký vývoj hydratačního tepla“, což je problematické, protože nikde není stanoveno, co je běžný a co nízký vývoj hydratačního tepla.“ [16]

## C. Závěr

Byla provedena parametrická studie, kde se pomocí metody konečných prvků řeší diferenciální rovnice vývinu hydratačního tepla. Tím se zjistili teploty po průřezu v čase, z čehož se dostala napjatost průřezu a k té se přičetlo napětí od tření v základové spáře. Z tohoto celkového napětí se nakonec získali tahové síly na kraji průřezu a na tyto síly se navrhla výztuž.

Geometrie konstrukce má podstatný vliv na množství výztuže, protože masivnější konstrukce chladnou pomaleji. Je to z toho důvodu, že než se tepelná energie dostane z prostředka prvku, kde jsou částice nejvíce ohřívány, na ochlazovaný povrch, kde se tepelná energie vyzáří do okolí.

Normativní vztahy neberou v potaz optimalizované složení betonu, a proto potřebné množství výztuže bude pro větší tloušťky základových desek neustále větší a větší. Za to komplexnější výpočet pomocí metody konečných prvků, pro větší tloušťky nepotřebuje takové množství výztuže.

Součinitel tření má na množství výztuže čistě lineární vliv, jelikož síla od tření je počítána normovými vztahy, kde je mezi součinitelem tření a minimální plochou výztuže přímo úměrný vztah. Malých součinitelů tření, a tedy i malých sil od tření, dosáhneme hlavně technologickou kázní při úpravě podkladní vrstvy, na kterou se základová deska betonuje a zkrácením pracovních záběrů. Při použití kombinace folií a maziv v základové spáře se zbavujeme, ne úplně ale aspoň málo, závislosti na svislém kontaktním napětí, především tloušťka desky, ale i navzdory všemu účinnost používání jednoduchých zdvojených podkladních fólií je velmi nízká a řešením s kluzným médiem je náročné a drahé a stejně významnější snížení tření lze jen očekávat pro hladké podkladní vrstvy, nejlépe strojně hlazené podkladní betony.

Složení betonové směsi pro bílé vany má zásadní vliv na ranné trhliny, jelikož vznikají relativně velké tahové napětí od hydratačního tepla. Tyto napětí však vznikají poměrně brzo po vybetonování základové desky, kdy beton ještě není dostatečně vyzrálý, a proto se snažíme teplotu snížit, aby měla konstrukce bílé vany čas chladnout pozvolna. Teplotu můžeme snížit ochlazováním jednotlivých složek před mícháním betonové směsi nebo přímo namíchaný čerstvý beton. Tato možnost je však energeticky náročná a většina betonáren na ni nejsou ani vybaveny. Proto je jednodušším způsobem upravit recepturu betonové směsi tak, aby vývin hydratačního tepla byl co nejmenší a aby nárůst teplot byl pomalejší.

Z výsledků je patrné že normativní vztahy jsou konzervativní, jelikož neuvažují spoustu faktorů ovlivňující množství výztuže. Proto tyto vztahy se používají pro rychlý odhad, ale pro optimalizaci množství výztuže, kdy je třeba ušetřit, jsou naprosto nevhodné.

Realizace konstrukce základové desky jako bílé vany je velice komplexní úloha, která je závislá na důsledné projekční práci, vybraných materiálech a technologii provádění. Z výsledků této práce je patrné, že je důležité zabývat se nesilovými účinky u železobetonových konstrukcí. Zejména účinky od hydratačního tepla a vysychání. Nesilové účinky můžeme řešit komplexně metodou konečných prvků, nebo jednoduše normovými vztahy pro nutnou plochu výztuže s omezením šířky trhlin, které však nezohledňují velké množství faktorů ovlivňující průběh napětí, vznik a rozvoj trhlin.



## D. Zdroje

### Normy

- [1.] ČSN EN 1992-1-1. Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. ČNI, 2006.
- [2.] ČSN EN 1992-3: Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 3: Nádrže na kapaliny a zásobníky. Praha: Český normalizační institut, 2006.
- [3.] Směrnice pro vodonepropustné betonové konstrukce: DAfStb-Richtlinie wasserundurchlässige Bauwerke aus Beton (WU-Richtlinie). Praha: Česká betonářská společnost ČSSI, [2015]. Technická pravidla ČBS. ISBN 978-80-903806-9-1.

### Publikace, články

- [4.] LOHMEYER, G., EBELING, K. Weisse Wannen einfach und sicher: Konstruktion und Ausführung wasserundurchlässiger Bauwerke aus Beton. Verlag Bau+Technik, 1985, 9. vydání, 2009.
- [5.] VINKLER, M., PROCHÁZKA, J. Vznik trhlin v betonu vlivem nesilových účinků. Beton TKS. 2016, roč. 16, č. 1, s. 49–55
- [6.] VINKLER, M., PROCHÁZKA, J. Návrh výztuže bílé vany s ohledem na šířku trhliny. Beton TKS. 2017, roč. 17, č. 5, s. 60–67
- [7.] Procházka, J.; Kohoutková, A.; Vašková, J.: Navrhování železobetonových konstrukcí. Příklady a postupy. Praha: ČVUT v Praze, první vydání, 2014, ISBN 978-80-01-05587-8.
- [8.] FOGLAR, Marek, Michaela FRANTOVÁ a Pavel JIŘÍČEK. Betonové konstrukce 3: navrhování betonových konstrukcí na MSP, úvod do předpjatého betonu. V Praze: České vysoké učení technické, 2011. ISBN 978-80-01-04943-3.
- [9.] EBETON [online]. Praha. [cit. 5.1.2020]. Dostupné z: <http://www.ebeton.cz/pojmy/objemove-zmeny-betonu>
- [10.] HAVLÁSEK, Petr, 2010. *Modely pro dotvarování a smršťování betonu*. České vysoké učení v Praze. Katedra mechaniky. Vedoucí práce Milan JIRÁSEK.
- [11.] BAŽANT, Z. P., NAJJAR, L. J. Nonlinear Water Diffusion in Nonsaturated Concrete. *Materials and Structures*, 1972, Vol. 5, pgs. 3–20.
- [12.] XI, Y., BAŽANT, Z. P., MOLINA, L., JENNINGS, H. M. Moisture Diffusion in Cementitious Materials. *Advanced Cement Based Materials*, 1994, Vol. 1, pgs. 248–266.
- [13.] BRUNAUER, S., SKALNY, J., BODOR, E. E. Adsorption on Nonporous Solids. *Journal of Colloid and Interface Science*, 1969, Vol. 30, Iss. 4, pgs. 546-552.
- [14.] XI, Y., BAŽANT, Z. P., MOLINA, L., JENNINGS, H. M. Moisture Diffusion in Cementitious Materials. *Advanced Cement Based Materials*, 1994, Vol. 1, pgs. 248–266.
- [15.] MACHÁČOVÁ, Denisa, 2011. *Objemové změny vybraných cementových kompozitů: vyhodnocení experimentů*. Praha. Bakalářská práce. Vysoké technické učení v Brně. Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce Zbyněk KERŠNER.
- [16.] COUFAL, R., VÍTEK, J., CHMELÍKOVÁ, K. Technologie betonu pro vodonepropustné konstrukce – bílé vany. Beton TKS. 2015, roč. 15, č. 2, s. 12–17
- [17.] Schindler, A. K.; Folliard, K. J.: Heat of Hydration Models for Cementitious Materials. *Technical Paper, ACI Materials Journal*, Vol. 102, No. 1, Pgs. 24-33, 2005
- [18.] BETONUNIVERSITY [online]. Praha. [cit.5.1.2020]. Dostupné na: <http://www.betonuniversity.cz/stahnout-soubor?id=1025>

#### Použité softwary

- GNU Octave, version 5.1.0
- Microsoft Excel
- Microsoft Word

## **E. Přílohy**

- Ukázka kódu z programu

```

1 clear
2 clc
3 hold off
4 close all
5 time_zacatek=time;
6
7 %-----vstupy-----%
8 t=3600*24;           %čas v [s]
9 dt=200;             %časový krok [s]
10
11 cp=900;             %měrná tepelná kapacita v [J/kg.K]
12 lam=1.74;          %součinitel tepelné vodivosti [W/m.K]
13 ro=2400;           %objemová hmotnost v [kg/m3]
14 Ecm=33000;         %modul pružnosti betonu [Mpa]
15 fctm=2.9;          %pevnost betonu v tahu [Mpa]
16 alfa=25;           %součinitel přestupu tepla v [W/m2.K]
17 T0_L=20;           %počáteční teplota okolí z leva [°C]
18 T0_P=20;           %počáteční teplota okolí z prava [°C]
19 h=0.500            %tloušťka desky/stěny v [m]
20 n=200              %počet prvků [ks]
21
22 fyd=435;           %mez kluzu oceli [Mpa]
23 Es=210000;         %modul pružnosti oceli [Mpa]
24
25 R_mol=8.314;       %molární plynová konstanta [J/K/mol]
26 Tr=20;             %referenční hodnota [K]
27 w=0.5;             %vodní součinitel [-]
28
29 % Složení cementu
30 Cc=350;            %pojivo [kg/m3]
31 Blaine=350;        %specifický povrch cementu [m2/kg]
32 p_cem=0.85;        %poměrné množství cementu
33 p_SF=0;            %poměrné množství křemičitého úlet
34 p_FA=0;            %poměrné množství popílku
35 p_FACaO=0.08;     %poměrné množství CaO v popílku
36 p_SLAG=0;          %poměrné množství vysokopevnostní strusky
37 p_C3S=0.63;        %poměrné množství C3S (alitu)
38 p_C2S=0.15;        %poměrné množství C2S (belitu)
39 p_C3A=0.05;        %poměrné množství C3A (celitu)
40 p_C4AF=0.1;        %poměrné množství C4AF (ferit)
41 p_SO3=0.035;       %poměrné množství SO3
42 p_freeCaO=0.02;   %poměrné množství volného CaO
43 p_MgO=0.015;       %poměrné množství MgO
44 s=0.2;             %součinitel nárůstu pevnosti dle typu cementu
45
46
47 %-----%
48 l=h/n;            %délka prvku [m]
49
50 fe=1-1.05*p_FA*(1-p_FACaO/0.4)+0.4*p_SLAG
51 Ea=22100*fe*(p_C3A^0.3)*(p_C4AF^0.25)*(Blaine^0.35) %aktivační energie hydratace [J/mol]
52
53 Hcem=500*p_C3S+260*p_C2S+866*p_C3A+420*p_C4AF+624*p_SO3+1186*p_freeCaO+850*p_MgO
%specifické hydratační teplo cementu [J/kg]
54 Hu=Hcem*p_cem+461*p_SLAG+1800*p_FA*p_FACaO+330*p_SF %celkové specifické hydratační
teplo [J/kg]
55 HT=Hu*Cc*1000 %celkové hydratační teplo [J/m3]
56
57 beta=181.4*p_C3A^(0.146)*p_C3S^(0.227)*Blaine^(-0.535)*p_SO3^(0.558)*exp(-0.647*p_SLAG)
58 tau=66.78*p_C3A^(-0.154)*p_C3S^(-0.401)*Blaine^(-0.804)*p_SO3^(-0.758)*exp(2.187*p_SLAG+9.5*
p_FA*p_FACaO)
59 tau=tau*3600
60 alfa_u=1.03*w/(0.194+w)+0.5*p_FA+0.3*p_SLAG %finální stupeň hydratace
61
62 if alfa_u>1 %podmínka pro finální stupeň hydratace
63     alfa_u=1;
64 endif
65
66 xt=(0:dt:t+dt); % časová osa x
67 xt=xt'/3600; % transpozice vektoru

```

```

68 x=(0:l:h);           %poloha x
69 x=x';               % transpozice vektoru
70
71 for i=1:n           % elementární matice
72
73     Pe{i}=cp*ro*l*[1/3,1/6;1/6,1/3];           %elementární matice kapacity
74     Ke_omega{i}=lam/l*[1,-1;-1,1];           %elementární matice vodivosti po ploše
75
76 endfor
77
78 P=zeros(n+1);       %vytvoří matici kapacity s 0-vými prvky
79 K=zeros(n+1);       %vytvoří matici vodivosti s 0-vými prvky
80
81 for i=1:n+2:(n+1)^2-1 %lokalizace matice kapacity
82
83     P(i)=P(i)+Pe{1}(1);
84     P(i+1+n)=P(i+1+n)+Pe{1}(2);
85     P(i+1)=P(i+1)+Pe{1}(3);
86     P(i+2+n)=P(i+2+n)+Pe{1}(4);
87
88 endfor
89
90 for i=1:n+2:(n+1)^2-1 %lokalizace matice vodivosti
91
92     K(i)=K(i)+Ke_omega{1}(1);
93     K(i+1+n)=K(i+1+n)+Ke_omega{1}(2);
94     K(i+1)=K(i+1)+Ke_omega{1}(3);
95     K(i+2+n)=K(i+2+n)+Ke_omega{1}(4);
96
97     if i==1
98         K(i)=K(i)+alfa; %přičte k prvnímu prvku alfu
99     endif
100
101     if i==n^2+n-1
102         K(i+2+n)=K(i+2+n)+alfa; %přičte k poslednímu prvku alfu
103     endif
104
105 endfor
106
107 %----startovací vektory
108 %vektor pravé strany
109 F(1,1)=-alfa*T0_L; %první prvek vektoru pravé strany
110 F(n+1,1)=-alfa*T0_P; %poslední prvek vektoru pravé strany
111
112 T_start=(T0_L+T0_P)/2; %teplota pro nastartování výpočtu
113 Tc(1:n,1)=T_start+5; %vektor průměrných teplot po průřezu odhadnutý pro nastartování
    výpočtu
114 T=zeros(n+1,length(xt)+1); %0-ová matice teplot
115 T(:,1)=T_start;
116 dte=zeros(n,1);
117 te=zeros(n,1); %ekvivalentní čas
118 %-----
119
120 for k=1:length(xt)
121
122     if k==1
123         Tc(:,k+1)=Tc;
124     endif
125
126 %odhad
127
128 for i=1:n
129     Tc(i,k)=(T(i,k)+T(i+1,k))/2; %průměr teplot na prvku v prvním časovém kroku
130     te(i,k+1)=te(i,k)+dt*exp(-(Ea/R_mol)*(1/(Tc(i,k)+273.15)-1/(Tr+273.15))); %odhad
    ekvivalentního času
131     alfa_te(i,k+1)=alfa_u*exp(-(tau/te(i,k+1))^beta);
132
133     Q_H(i,k+1)=HT*((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1))*alfa_te(i,k+1)*exp(-(Ea/R_mol)*(1/(
    Tc(i,k)+273.15)-1/(Tr+273.15))); %vývin hydratačního tepla
134
135 endfor

```

```

134
135
136 %vektor pravé strany
137 F=zeros(n+1,k+1); %vynulování vektoru F
138 F(1,k+1)=-alfa*T0_L; %první prvek vektoru pravé strany
139 F(n+1,k+1)=-alfa*T0_P; %poslední prvek vektoru pravé strany
140
141 for i=1:n %přídavek do vektoru F od hydratačního tepla
142     F(i,k+1)=F(i,k+1)-l*Q_H(i,k+1)/2;
143     F(i+1,k+1)=F(i+1,k+1)-l*Q_H(i,k+1)/2;
144 endfor
145
146 dF=zeros(n+1,n+1);
147
148 for i=1:n
149
150     dte(i,k+1)=dte(i,k)+dt*(Ea/(R_mol*Tc(i,k)^2)*exp(-(Ea/R_mol)*(1/(Tc(i,k)+273.15)-1/(Tr+273.15))));
151
152     dF(i,i)=dF(i,i)-l*(Q_H(i,k+1)*(Ea/(R_mol*(Tc(i,k)^2))-(beta/te(i,k+1)-1/te(i,k+1))+((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1)))*dte(i,k+1))/2;
153
154     dF(i+1,i+1)=dF(i+1,i+1)-l*(Q_H(i,k+1)*(Ea/(R_mol*(Tc(i,k)^2))-(beta/te(i,k+1)-1/te(i,k+1))+((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1)))*dte(i,k+1))/2;
155 endfor
156
157 T(:,k+1)=inv(P/dt+K)*(P*T(:,k)/dt-F(:,k+1)); %vektor teplot po průřezu v i+1-vým kroku
158 R=P*(T(:,k+1)-T(:,k))/dt+K*T(:,k+1)+F(:,k+1); %výpočet rezidua
159 Rd=P/dt+K+dF; %výpočet derivace rezidua
160 norma=1;
161 c=0;
162 while norma>10^(-4) %iterace podle Newton_Raphsonovy metody
163     c++ %počet iterací
164     for i=1:n
165         Tc(i,k+1)=(T(i,k+1)+T(i+1,k+1))/2; %průměr teplot na prvku
166         te(i,k+1)=te(i,k)+dt*exp(-(Ea/R_mol)*(1/(Tc(i,k+1)+273.15)-1/(Tr+273.15))); %odhad
167         ekvivalentního času
168         alfa_te(i,k+1)=alfa_u*exp(-(tau/te(i,k+1))^beta);
169
170         Q_H(i,k+1)=HT*(((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1))*alfa_te(i,k+1)*exp(-(Ea/R_mol)*(1/(Tc(i,k+1)+273.15)-1/(Tr+273.15)))); %vývin hydratačního tepla
171     endfor
172
173 %vektor pravé strany
174 F=zeros(n+1,k+1); %vynulování vektoru F
175 F(1,k+1)=-alfa*T0_L; %první prvek vektoru pravé strany
176 F(n+1,k+1)=-alfa*T0_P; %poslední prvek vektoru pravé strany
177
178 for i=1:n %přídavek do vektoru F od hydratačního tepla
179
180     F(i,k+1)=F(i,k+1)-l*Q_H(i,k+1)/2;
181     F(i+1,k+1)=F(i+1,k+1)-l*Q_H(i,k+1)/2;
182 endfor
183
184 dF=zeros(n+1,n+1); %vynuluje matici dF
185
186 for i=1:n %derivace vektrem F
187
188     dte(i,k+1)=dte(i,k)+dt*Ea/(R_mol*Tc(i,k+1)^2)*exp(-Ea/R_mol*(1/(Tc(i,k+1)+273.15)-1/(Tr+273.15))));
189
190     dF(i,i)=dF(i,i)-l*(Q_H(i,k+1)*(Ea/(R_mol*(Tc(i,k+1)^2))-(beta/te(i,k+1)-1/te(i,k+1))+((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1)))*dte(i,k+1))/2;
191
192     dF(i+1,i+1)=dF(i+1,i+1)-l*(Q_H(i,k+1)*(Ea/(R_mol*(Tc(i,k+1)^2))-(beta/te(i,k+1)-1/te(i,k+1))+((tau/te(i,k+1))^beta)*(beta/te(i,k+1)))*dte(i,k+1))/2;
193 endfor

```

```

189     R=P*(T(:,k+1)-T(:,k))/dt+K*T(:,k+1)+F(:,k+1);
190     Rd=P/dt+K+dF;
191     dT=-Rd\R;
192     T(:,k+1)=T(:,k)+dT;
193     norma=norm(R);
194     endwhile
195
196
197 endwhile
198 "KONEC VYPOCTU TEPLIT"
199 clear P Pe K Ke_omega F dF R Rd dT te dte T_start Tc
200
201 alfa_roz=10*10^(-6); %součinitel délkové roztažnosti [k^-1]
202 sigma(n,1)=0; %nulové napětí na začátku
203 deltaT(1:1+n,1)=0; %nulový rozdíl teplot na začátku
204
205 b=1000; %šířka průřezu [mm]
206 ny=1.4 % součinitel tření
207 ny_d=ny*1.35; % návrhový součinitel tření
208 q_0=1.0; % zatížení na desku [kN/m2]
209 L=50; % délka úseku betonáže [m]
210 n_ctl=ny_d*(ro*h/100+q_0)*L/4 %třecí síla v [kN/m (N/mm)]
211
212 % Výpočet napětí
213 for k=1:length(xt)
214     if k==1
215         E(k,1)=0;
216     else
217         E(k,1)=(exp(s*(1-(28/((dt*(k-1))/(3600*24)))^0.5)))^0.3*Ecm; %modul pružnosti
218         závislý na čase, dle normy
219     endif
220     deltaT(:,k)=T(:,k)-T(:,1); %rozdíly teplot po průřezu v jednotlivých časech
221     epsilon_Ti(:,k)=alfa_roz*deltaT(:,k); %tendence k deformaci [-]
222     for i=1:n
223         epsilon_Ti_p(i,k)=(epsilon_Ti(i,k)+epsilon_Ti(i+1,k))/2;
224     endif
225     epsilon_skut(:,k)=1/h*1*sum(epsilon_Ti_p(:,k)); %skutečná deformace [-]
226     sigma(:,k)=E(k,1)*(epsilon_skut(:,k)-epsilon_Ti_p(:,k)); %napětí po průřezu od
227     hydratačního tepla [Mpa]
228     sigma_treni(1:n,1)=n_ctl/(h*10^3); %napětí od tření [Mpa]
229     sigma_c(:,k)=sigma(1:n,k)+sigma_treni(1:n,1); %celkové napětí po průřezu (od
230     tření+hydratace) [Mpa]
231     endifor
232
233 %síla na levé straně
234 Fct_L(1,length(xt))=0;
235 for k=1:length(xt)
236     for j=1:n/2
237         sigmap(j,k)=(sigma_c(j,k)+sigma_c(j+1,k))/2;
238         if sigmap(j,k)>0
239             dFct=sigmap(j,k)*1*10^6; % přírůstek síly v [N]
240         else
241             dFct=0;
242         endif
243         Fct_L(1,k)=Fct_L(1,k)+dFct; % síla na levém okraji v [N]
244     endifor
245     endifor
246
247 %síla na pravé straně
248 Fct_P(1,length(xt))=0;
249 for k=1:length(xt)
250     for j=1:n/2
251         sigmap(j,k)=(sigma_c(n+1-j,k)+sigma_c(n-j,k))/2;
252         if sigmap(j,k)>0
253             dFct=sigmap(j,k)*1*10^6; % přírůstek síly v [N]
254         else
255             dFct=0;
256         endif
257         Fct_P(1,k)=Fct_P(1,k)+dFct; % síla na pravém okraji v [N]

```

```

256
257 endfor
258
259
260 %----VÝPOČET ČASU PŘI Tmax-----%
261 j=round(3600/(dt)); %začne počítat až po 1 hodině kde je rozdíl teplot už znatelný
262 a=round(n/2); %prostředek průřezu
263 while T(a,j+1)-T(a,j)>0
264 j++;
265 if j>t/dt
266 break
267 endif
268 endwhile
269
270 %-----VÝPOČET VÝZTUŽE-----%
271
272 kt=0.4;
273 kc=1;
274 k=1;
275 k1=0.8;
276 k2=1;
277 k4=0.425;
278
279 for i=1:4
280 if i==1 %pravá strana
281 c_nom=30; %krytí na pravé straně[mm]
282 wk=0.3; %šířka trhliny na pravé straně [mm]
283 d_p=10; %profil na pravé straně [mm]
284 Fct=max(Fct_P);
285 elseif i==2 %pravá strana norma
286 Fct=kc*k*b*h/2*1000*f_ctef;
287 elseif i==3
288 c_nom=30; %krytí na levé straně [mm]
289 wk=0.3; %šířka trhliny na levé straně [mm]
290 d_p=10; %profil na levé straně [mm]
291 Fct=max(Fct_L);
292 elseif i==4
293 Fct=kc*k*b*h*1000/2*f_ctef;
294 endif
295
296 sigma_c_max_prurez=sigma_c(:,j); %maximální napětí po prurezu [Mpa]
297
298 ii=0;
299 x_tlak_oblast(1)=0;
300 for jj=1:n
301 if sigma_c_max_prurez(jj)<0
302 ii++;
303 x_tlak_oblast(ii)=1; %pomocný vektor pro výšku tlačené oblasti
304 endif
305 endfor
306 x_tlak_oblast=length(x_tlak_oblast)*1; %výška tlačené oblasti [m]
307 clear ii
308 clear jj
309
310 k3=3.4*(25/c_nom)^(2/3);
311
312 d1=c_nom+d_p/2;
313 2.5*d1;
314 d=h*1000-d1; %účinná výška průřezu
315 h_cef=min(2.5*d1,h*1000/2); %efektivní výška průřezu
316 alfa_e=Es/Ecm; %pracovní součinitel
317
318 a_ctef=b*h_cef/2; %tažená plocha průřezu
319 f_ctef=0.55*fctm; %efektivní pevnost betonu v tahu
320
321 a_I=wk*Es;
322 b_I=-0.6*k3*c_nom*Fct;
323 c_I=-0.6*k1*k2*k4*d_p*b*h_cef*Fct;
324 n_ctef=b*h_cef*f_ctef;
325 a_II=wk*Es+k3*c_nom*kt*alfa_e*f_ctef;

```

```

326 b_II=-k3*c_nom*(Fct-kt*n_ctef)+k1*k2*k4*d_p*alfa_e*kt*n_ctef;
327 c_II=-k1*k2*k4*d_p*h_cef*(Fct-kt*n_ctef);
328
329 if i==1
330 Asmin_P=max((-b_I+sqrt(b_I^2-4*a_I*c_I))/(2*a_I),(-b_II+sqrt(b_II^2-4*a_II*c_II))/(2*a_II));
331 sigma_s_min_P=Fct/Asmin_P; %minimální napětí v pravé výztuži
332 elseif i==2
333 Asmin_norm_P=max((-b_I+sqrt(b_I^2-4*a_I*c_I))/(2*a_I),(-b_II+sqrt(b_II^2-4*a_II*c_II))/(2*a_II));
334 sigma_s_min_norm_P=Fct/Asmin_norm_P; %minimální napětí ve výztuži dle normy
335 elseif i==3
336 Asmin_L=max((-b_I+sqrt(b_I^2-4*a_I*c_I))/(2*a_I),(-b_II+sqrt(b_II^2-4*a_II*c_II))/(2*a_II));
337 sigma_s_min_L=Fct/Asmin_L; %minimální napětí v levé výztuži
338 elseif i==4
339 Asmin_norm_L=max((-b_I+sqrt(b_I^2-4*a_I*c_I))/(2*a_I),(-b_II+sqrt(b_II^2-4*a_II*c_II))/(2*a_II));
340 sigma_s_min_norm_L=Fct/Asmin_norm_L; %minimální napětí ve výztuži dle normy
341 endif
342
343 s=min(2*h*1000,300);
344
345 As=pi()*d_p^2/4*(1000/s);
346
347 %Návrh výztuže na minimální výztuž podle výpočtu teplot
348 if i==1
349 Asmin=Asmin_P;
350 elseif i==3
351 Asmin=Asmin_L;
352 endif
353
354 while As<Asmin
355 s=s-5;
356 As=(pi()*d_p^2/4)*(1000/s);
357 endwhile
358 if i==1
359 d_P=d_p;
360 s_P=s;
361 As_P=As;
362 elseif i==3
363 d_L=d_p;
364 s_L=s;
365 As_L=As;
366 endif
367
368 endfor
369
370
371 T_max_prurez=T(:,j); %maximální teplotní profil [°C]
372 sigma_max=sigma(:,j); %maximální napětí od hydratačního tepla [Mpa]
373 deltaT_max=deltaT(:,j); %maximální rozdíl teplot [°C]
374 t_Tmax=j*dt/3600 %čas při maximální teplotě [hod]
375
376 %-----VÝSLEDKY-----%
377 Tmax=max(max(T)) %maximální teplota v průřezu [°C]
378 sigma_c_max=max(max(sigma_c)) %maximální celkové napětí [Mpa]
379 sigma_c_min=min(min(sigma_c)) %minimální celkové napětí [Mpa]
380 Asmin_P %minimální výztuž na pravém okraji [mm2]
381 Asmin_L %minimální výztuž na levém okraji [mm2]
382 Asmin_norm_L %minimální výztuž podle normy na levém okraji [mm2]
383 Asmin_norm_P %minimální výztuž podle normy na pravém okraji [mm2]
384 maxFct_P=max(Fct_P)/1000 %maximální síla na pravém okraji [kN]
385 maxFct_L=max(Fct_L)/1000 %maximální síla na levém okraji [kN]
386 sigma_s_min_P %minimální napětí v pravé výztuži [Mpa]
387 sigma_s_min_L %minimální napětí v levé výztuži [Mpa]
388 sigma_s_min_norm_P %minimální napětí ve výztuži dle normy na pravém okraji
389 sigma_s_min_norm_L %minimální napětí ve výztuži dle normy na levém okraji
390 d_P %profil na pravé straně [mm]
391 s_P %rozteč prutů na pravé straně [mm]
392 As_P %navržená výztuž na pravé straně [mm2]
393 d_L %profil na levé straně [mm]

```



```

394 s_L %rozeč prutů na levé straně [mm]
395 As_L %navržená výztuž na levé straně [mm2]
396
397
398
399 %-----GRAFICKÝ VÝSTUP-----%
400
401 % vykreslí teploty po průřezu
402 figure
403 plot(x,T_max_prurez,'r')
404 xlim([0 h])
405 title('Teplota po prurezu pri Tmax')
406 xlabel('poloha [m]')
407 ylabel('Teplota [°C]')
408 grid on
409
410 %vykresluje teplotu v case v jednotlivých bodech
411 figure
412 a=round(n/2);
413 y=T(a,:); %vykresluje teplotu uprostřed průřezu v závislosti na čase
414 y(:,length(xt))=[];
415 plot(xt,y,'r');
416 hold on
417 y=T(1,:); %vykresluje teplotu na levém okraji průřezu v závislosti na čase
418 y(:,length(xt))=[];
419 plot(xt,y,'g');
420 hold on
421 y=T(n+1,:); %vykresluje teplotu na pravém okraji průřezu v závislosti na čase
422 y(:,length(xt))=[];
423 plot(xt,y,'b');
424 hold on
425 legend('prostredok','levy okraj','pravy okraj','Location','bestoutside')
426 title('Teplota v case')
427 xlabel('Cas [hod]')
428 ylabel('Teplota [°C]')
429 grid on
430
431 %vykresluje rozdíly teplot po průřezu
432 figure
433 plot(x,deltaT_max,'r')
434 xlim([0 h])
435 title('Rozdily teplot po prurezu pri Tmax')
436 xlabel('Poloha [m]')
437 ylabel('\delta Teplota [°C]')
438 grid on
439
440 %vykreslení vývinu hydratačního tepla v case
441 figure
442 Q_H(:,length(xt))=[];
443 a=round(n/2);
444 plot(xt,Q_H(a,:), 'r')
445 title('Vyvin hydratacniho tepla')
446 xlabel('Cas [hod]')
447 ylabel('Q_H [W/m^3]')
448 grid on
449
450 %vykreslí celkové napětí při maximální teplotě
451 figure
452 x=[1/2:1:h];
453 plot(x,sigma_c_max_prurez,'r')
454 y1=floor(min(min(sigma_max),min(sigma_c_max_prurez)));
455 y2=ceil(max(max(sigma_max),max(sigma_c_max_prurez)));
456 ylim([y1 y2])
457 xlim([0 h])
458 title('Napeti po prurez pri Tmax')
459 xlabel('Poloha [m]')
460 ylabel('\sigma [Mpa]')
461 grid on
462 hold on
463

```

```

464 %vykreslení napětí od hydratačního tepla při Tmax
465 clear x
466 x=[l/2:l:h];
467 plot(x, sigma_max, 'b')
468 ylim([y1 y2])
469 xlim([0 h])
470 xlabel('Poloha [m]')
471 ylabel('\sigma [Mpa]')
472 legend('\sigma celkove', '\sigma hyd. teplo')
473 grid on
474
475 %vykreslení napětí v čase
476 figure
477 a=round(n/2);
478 plot(xt, sigma_c(a, :), 'r') %vykreslení napětí v čase uprostřed průřezu
479 hold on
480 plot(xt, sigma_c(1, :), 'g') %vykreslení napětí v závislosti na čase na levém okraji
481 hold on
482 plot(xt, sigma_c(n, :), 'b') %vykreslení napětí v závislosti na čase na pravém okraji
483 ylim([y1 y2])
484 hold on
485 legend('prostredek', 'levy okraj', 'pravy okraj', 'Location', 'bestoutside')
486 title('Napeti v case ')
487 xlabel('Cas [hod]')
488 ylabel('\sigma [Mpa]')
489 grid on
490 saveas(figure(1), '1_graf__teplot_po_prurezu', 'jpg')
491 saveas(figure(2), '3_graf__teploty_v_case', 'jpg')
492 saveas(figure(3), '4_graf__rozdil_teplot', 'jpg')
493 saveas(figure(4), '2_graf__vyvin_hydratacniho_tepla', 'jpg')
494 saveas(figure(5), '6_graf__celkove_napeti', 'jpg')
495 saveas(figure(6), '5_graf__napeti_v_case', 'jpg')
496
497
498 time_konec=time;
499 cas_vypoctu=(time_konec-time_zacatek)/3600
500
501 diary 'Vysledky.txt'
502
503 "KONEC"

```