Research Fund for Coal & Steel

MACS+

Komposiitkonstruktsioonide toimimine tulekahjuolukorras membraanmudeli kohaselt

Teoreetilised alused

I.Talvik
O. Vassart
B. Zhao

TUT ArcelorMittal cticm

MACS+

Komposiitkonstruktsioonide toimimine
tulekahjuolukorras membraanmudeli kohaselt

Teoreetilised alused

O. Vassart
B. Zhao
I. Talvik

EESSÕNA

Seda projekti on toetanud Euroopa Komisjon Research Fund for Coal and Steel (RFCS).

Käeolevas töös esitatakse ainult selle autorite vaateid ja Euroopa Komisjon ei ole vastutav esitatud informatsiooni kasutamise tagajärgede eest.

Selles töös on kasutatud mitmete eelnevate uurimisprojektide tulemusi:

- RFCS projekt FICEB+
- RFCS projekt COSSFIRE
- Leonardo Da Vinci "Osaliselt tule eest kaitstud komposiitvahelagede tulepüsivus" (FRACOF)
- varasem projekt, mida toetasid ArcelorMittal ja CTICM ning täitsid CTICM ja SCI.

Lihtsustatud arvutusmeetod komposiitvahelagede projekteerimiseks töötati esialgu välja Cardingtoni laboris Building Research Establishmenti poolt tulekahjutingimustes läbi viidud mitmekorruselise teraskarkassiga hoone katseliste uuringute tulemusena. Suurem osa meetodi teoreetilistest alustest oli välja töötatud 1950-ndateks aastateks. Järgnesid raudbetoonplaatide uuringud toatemperatuuril. Lihtsustatud arvutusmeetodi esimene versioon avaldati SCI publikatsioonina "SCI Projekteerimisjuhis P288. Tulepüsivus-arvutus: uus meetod mitmekorruseliste hoonete jaoks".

Kuigi meetodi rakendamine tulepüsivusarvutustes algas suhteliselt hiljuti, on selle teoreetilised alused hästi põhjendatud ja katseliselt tõestatud.

Lihtsustatud arvutusmeetodi kasutamiseks loodud tarkvara töötas SCI välja aastaks 2000, uuendatud versioon tuli välja aastal 2006 pärast lihtsustatud arvutusmeetodisse tehtud täiendusi.

Väärtusliku panuse käesoleva töö valmimisse andsid:

- Mary Brettle The Steel Construction Institute
- Ian Sims The Steel Construction Institute
- Louis Guy Cajot ArcelorMittal
- Renata Obiala ArcelorMittal
- Mohsen Roosefid CTICM
- Gisèle Bihina CTICM.

SISUKORD

EESSÕNA 3
KOKKUVÕTE 9
1 SISSEJUHATUS 10
2 CARDINGTONI TULEKATSETE PROGRAMM 11
2.1 Uurimisprogramm 11
2.2 Katse 1: Sidemetega tala 12
2.3 Katse 2: Tasandraam 14
2.4 Katse 3: Nurgasektsioon 16
2.5 Katse 4: Nurgasektsioon 18
2.6 Katse 5: Suur tuletõkkesektsioon 19
2.7 Katse 6: Põleng näidisbüroopinnal 21
2.8 Katse 7: Keskmine sektsioon 24
2.9 Üldised kommentaarid katsetulemuste kohta 27
3 PARKLATE KATSETAMINE TULEKAHJUOLUKORRAS, PRANTSUSMAA 28
4 NÄITEID REAALSETEST TULEKAHJUOLUKORDADEST ERINEVATES MAADES 34
4.1 Broadgate 34
4.2 Churchill Plaza hoone, Basingstoke 36
4.3 Austraalia tulekatsed 37
4.3.1 William Streeti tulekatsed ja projekteerimislahendus 37
4.3.2 Collins Streeti tulekatsed 39
4.3.3 Austraalias läbi viidud uuringute kokkuvõte 40
4.4 Tulekatsed Saksamaal 40
4.5 Eksperimentaalsed uuringud normaaltemperatuuril 40
4.6 Eksperimentaalsed uuringud kõrgetel temperatuuridel 42
5 LIHTSUSTATUD ARVUTUSMEETOD 43
5.1 Sissejuhatus joonliigendi ja membraanina toimimise teooriasse 43
5.1.1 Oma tasapinnas täielikult kinnitatud plaat 44
5.1.2 Oma tasapinnas sidemeteta plaat 45
5.1.3 Membraanpingete mõju joonliigenditele 46
5.2 Komposiitplaatide kandevõime arvutus lihtsustatud meetodiga 47
5.2.1 Kandevõime arvutus 48
5.2.2 Parameetri *k* avaldise tuletamine 50
5.2.3 Parameetri *b* avaldise tuletamine 52
5.2.4 Membraanjõud 55
5.3 Betooni purunemine survele 60
6 PROJEKTEERIMISJUHISTE KOOSTAMINE 61
6.1 Arvutuseeldused 61
6.2 Purunemiskriteerium 62
6.2.1 Plaadi läbipaine 63
6.2.1.1 Termilised mõjud 63
6.2.1.2 Armatuuri mehaanilised deformatsioonid 63
6.2.1.3 Membraanjõudude arvutamiseks vajaliku plaadi läbipainde arvutus 65
6.2.2 Kalibreerimine Cardingtoni katse suhtes 65
6.3 Arvutusmetoodika 67
6.3.1 Plaadi kandevõime arvutus 68
6.3.2 Kandevõime arvutus tulekaitseta talade puhul 68
6.4 Ääretalade arvutus 69

6.4.1 Tulekaitseta sisemised talad koos mõlemal pool asetsevate ääretaladega 71
6.4.1.1 Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega 71
6.4.1.2 Plastne joonliigend tulekaitseta talade ristsihis 72
6.4.2 Tulekaitseta tala ühelpool asuva ääretalaga 73
6.4.2.1 Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega 73
6.4.2.2 Plastne joonliigend tulekaitseta talade ristsihis 75
6.4.3 Ilma ääretaladeta arvutustsoon 76
6.4.4 Ääretalade arvutus 76
6.5 Termiline arvutus 76
6.5.1 Kujutegurid 77
6.5.2 Materjali omadused 78
6.5.3 Sisemine konduktiivne soojusülekanne 80
6.5.4 Arvutuslikud temperatuurid tulekaitseta taladele 81
7 TÄISMÕÕTMETES KOMPOSIITVAHELAE TULEPÜSIVUSKATSE 82
7.1 Üldist 82
7.2 FRACOF projekti katse 82
7.2.1 Katsekeha 82
7.2.2 Katsemetoodika 86
7.2.3 Tulemused 89
7.2.3.1 Temperatuuri jaotus konstruktsioonis 89
7.2.3.2 Konstruktsioonielementide deformatsioonid 91
7.2.3.3 Komposiitplaadi seisukorra muutus katse käigus 93
7.2.4 Kommentaarid katsetulemuste kohta 95
7.3 COSSFIRE tulekatsete programm 96
7.3.1 Katsekehad 96
7.3.2 Katseandmete mõõtmine 98
7.3.3 Katsete põhitulemused 100
7.3.4 Tulekatsete käigus tehtud tähelepanekud 103
7.4 Avadega taladele toetatud täismõõtmetes komposiitplaadi tulekatse 105
7.4.1 Katsekeha kirjeldus 105
7.4.2 Arvutuskoormused 108
7.4.3 Tulekahjumudel 109
7.4.4 Mõõteseadmed 109
7.4.5 Tala/plaadi läbipaine 111
7.4.6 Vahelaeplaadi toimimine membraanmudeli kohaselt 116
7.4.7 Kokkuvõte 117
8 NUMBRILINE ANALÜÜS 118
8.1 Üldist 118
8.2 ANSYS mudeli võrdlus FRACOF katsetega 118
8.2.1 Üldist 118
8.2.2 Konstruktsiooniarvutus 118
8.2.3 Soojusülekande arvutus 119
8.2.4 Konstruktsioonielementide mehaaniline toimimine 121
8.3 SAFIR arvutusmudeli võrdlus katsega 122
8.3.1 Üldist 122
8.3.2 SAFIR arvutuste ja FRACOF katsete võrdlus 122
8.3.2.1 Põlemiskoormus 122
8.3.2.2 Termiline arvutus: numbriline mudel ja peamised tulemused 123
8.3.2.3 Konstruktsiooniarvutus 125
8.3.3 SAFIR arvutuse ja COSSFIRE katse võrdlus 127
8.3.3.1 Põlemiskoormus 127
8.3.3.2 Termiline arvutus: arvutusmudel ja põhilised tulemused 127
8.3.3.3 Konstruktsiooniarvutus 130
8.3.4 SAFIR arvutuse ja FICEB katsete võrdlus 131

8.3.4.1 Põlemiskoormus 131
8.3.4.2 Termiline arvutus: arvutusmudelid ja põhilised tulemused 132
8.3.4.3 Konstruktsiooniarvutus 134
8.4 Parameetriline numbriline analüüs standardikohase tulekahjumudeli puhul 136
8.4.1 Parameetrilise analüüsi algandmed 136
8.4.2 Algandmed parameetriliseks analüüsiks 142
8.4.2.1 Vahelae maksimaalne läbipaine 142
8.4.2.2 Armatuurvõrgu varraste pikenemine 145
8.5 Kokkuvõte 151
KIRJANDUS 152

KOKKUVÕTE

Suuremõõtmeliste hoonemudelitega läbiviidud tulepüsivuskatsed ning reaalsete tulekahjuolukordade vaatlusel ja analüüsil saadud kogemused näitavad, et komposiitvahelagadega (betoonplaat on nihketüüblite abil ühendatud terastaladega) hoonete tulepüsivus on palju parem sellest, mida saab otsustada komposiitplaadi või komposiittala katsetamisel eraldi elemendina. On saanud selgeks, et kaasaegsetel teraskarkasshoonetel on tulekahjuolukorras märkimisväärsed reservid ja standardtulekahju katsed üksikute, naaberelementidega sidumata plaatide ja taladega ei anna rahuldava usaldusväärsusega teavet selliste konstruktsioonide tegelikust käitumisest.

Katseandmete ja keerukate arvutusmudelite analüüs näitab, et komposiitvahelagede tegeliku märkimisväärse tulepüsivuse aluseks on raudbetoonplaadi töötamine membraanina ja terastalade töötamine tõmbeelemendina.

Ülalpool kirjeldatud kaalutluste ja analüüsi tulemusel on UK-s välja töötatud uus tulepüsivusarvutuste kontseptsioon kaasaegsete mitmekorruseliste teraskarkassiga hoonete jaoks. Sellel metoodikal põhinevad projekteerimisjuhised ja tarkvara taoliste hoonete komposiitvahelagede projekteerimiseks avaldati esimest korda aastal 2000. Sellest ajast alates on tänu uue lihtsustatud meetodi kasutamisele UK-s paljude hoonete tulepüsivuse tagamiseks vajalikud kulutused oluliselt vähenenud (...).

Uus arvutusmetoodika lubab projekteerijal kasutada ära kogu ehitise elementide koostoimet, mille tulemusena võivad mitmed teraselemendid jääda tulekaitsematerjalidega katmata, säilitades sama ohutustaseme, mis täielikult tulekaitsematerjalidega kaitstud elementidel. Arvutusmeetod võimaldab hinnata osaliselt tulekaitsematerjalidega kaetud vahelaekonstruktsioone tegeliku või standardtulekahju tingimustes. See metoodika peaks olema eriti huvipakkuv konstruktsioonide projekteerijatele, kuna on rakendatav ka ilma spetsiaalse tulepüsivustehnikaalase ettevalmistuseta.

Kuigi arvutusliku tulepüsivuse parandamine membraan- ja tõmbeelemendina toimimise arvestamise teel on UK-s laialdaselt kasutusel, on selline lähenemisviis enamiku Euroopa inseneride ja vastavate ametkondade jaoks uus. Nende potentsiaalsete huvigruppide informeerimiseks antakse käesolevas trükises põhjalik tehniline taustinformatsioon, mis sisaldab järgnevaid teemasid:

- ülevaade komposiitkonstruktsioonide toimimisest suuremõõtmeliste mudelite katsetamisel tulekahjuolukorras ning reaalsete hoonete põlengutes;
- lihtsustatud meetodi teoreetiliste aluste detailne selgitus nii avadeta kui avadega terastaladega toetatud komposiitvahelagede jaoks;
- terasest ja betoonist komposiitvahelagede tulepüsivuse hindamise lihtsustatud meetodi aluseks olevate põhieelduste kirjeldus;
- kirjeldus ja andmed demonstratsioonkatse kohta, milles täismõõtmetes terasest ja betoonist vahelagi oli EN 1365-2 kohase standardtulekahju tingimustes üle 120 minuti;
- põhjalik numbriline parameetriline uuring lihtsustatud meetodi kontrollimiseks.

1 SISSEJUHATUS

Suuremõõtmeliste hoonemudelitega läbiviidud tulepüsivuskatsed ning reaalsete tulekahjuolukordade vaatlusel ja analüüsil saadud kogemused näitavad, et komposiitvahelagadega (betoonplaat on nihketüüblite abil ühendatud terastaladega) hoonete tulepüsivus on palju parem sellest, mida saab otsustada komposiitplaadi või komposiittala katsetamisel eraldi elemendina. On saanud selgeks, et kaasaegsetel teraskarkasshoonetel on tulekahjuolukorras märkimisväärsed reservid ja standardtulekahju katsed üksikute, naaberelementidega sidumata plaatide ja taladega ei anna rahuldava usaldusväärsusega teavet selliste konstruktsioonide tegelikust käitumisest.

Katseandmete ja keerukate arvutusmudelite analüüs näitab, et komposiitvahelagede tegeliku märkimisväärse tulepüsivuse aluseks on raudbetoonplaadi töötamine membraanina ja terastalade töötamine tõmbeelemendina.

Ülalpool kirjeldatud kaalutluste ja analüüsi tulemusel on UK-s välja töötatud uus tulepüsivusarvutuste kontseptsioon kaasaegsete mitmekorruseliste teraskarkassiga hoonete jaoks. Sellel metoodikal põhinevad projekteerimisjuhised ja tarkvara taoliste hoonete komposiitvahelagede projekteerimiseks avaldati esimest korda aastal 2000. Sellest ajast alates on tänu uue lihtsustatud meetodi kasutamisele UK-s paljude hoonete tulepüsivuse tagamiseks vajalikud kulutused oluliselt vähenenud (...).

Uus arvutusmetoodika lubab projekteerijal kasutada ära kogu ehitise elementide koostoimet, mille tulemusena võivad mitmed teraselemendid jääda tulekaitsematerjalidega katmata, säilitades sama ohutustaseme, mis täielikult tulekaitsematerjalidega kaitstud elementidel. Arvutusmeetod võimaldab hinnata osaliselt tulekaitsematerjalidega kaetud vahelaekonstruktsioone tegeliku või standardtulekahju tingimustes. See metoodika peaks olema eriti huvipakkuv konstruktsioonide projekteerijatele, kuna on rakendatav ka ilma spetsiaalse tulepüsivustehnikaalase ettevalmistuseta.

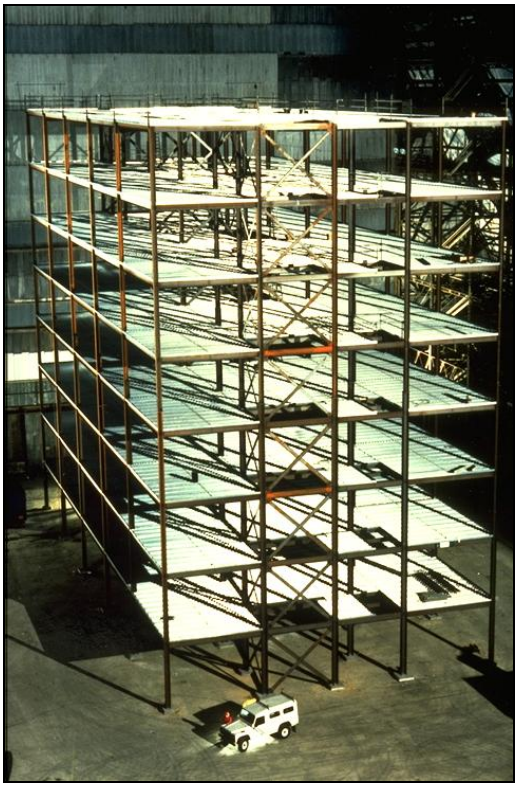
Kuigi arvutusliku tulepüsivuse parandamine membraan- ja tõmbeelemendina toimimise arvestamise teel on UK-s laialdaselt kasutusel, on selline lähenemisviis enamiku Euroopa inseneride ja vastavate ametkondade jaoks uus. Nende potentsiaalsete huvigruppide informeerimiseks antakse käesolevas trükises põhjalik tehniline taustinformatsioon, mis sisaldab järgnevaid teemasid:

- ülevaade komposiitkonstruktsioonide toimimisest suuremõõtmeliste mudelite katsetamisel tulekahjuolukorras ning reaalsete hoonete põlengutes;
- lihtsustatud meetodi teoreetiliste aluste detailne selgitus nii avadeta kui avadega terastaladega toetatud komposiitvahelagede jaoks;
- terasest ja betoonist komposiitvahelagede tulepüsivuse hindamise lihtsustatud meetodi aluseks olevate põhieelduste kirjeldus;
- kirjeldus ja andmed demonstratsioonkatse kohta, milles täismõõtmetes terasest ja betoonist vahelagi oli EN 1365-2 kohase standardtulekahju tingimustes üle 120 minuti;
- põhjalik numbriline parameetriline uuring lihtsustatud meetodi kontrollimiseks.

2 CARDINGTONI TULEKATSETE PROGRAMM

2.1 Uurimisprogramm

1996. aasta septembris lõppes ulatuslik tulekatsete programm Ühendkuningriigis Building Research Establishmenti Cardingtoni laboratooriumis. Katsete läbiviimiseks rajati kaheksakorruseline teraskarkassiga hoone, mis vastab tüüpilisele mitmekorruselise büroohoone lahendusele. Katsete eesmärgiks oli uurida reaalse hoone toimimist reaalses tulekahjuolukorras ja koguda andmeid, mille abil saaks hiljem arvutusmeetodeid kontrollida.

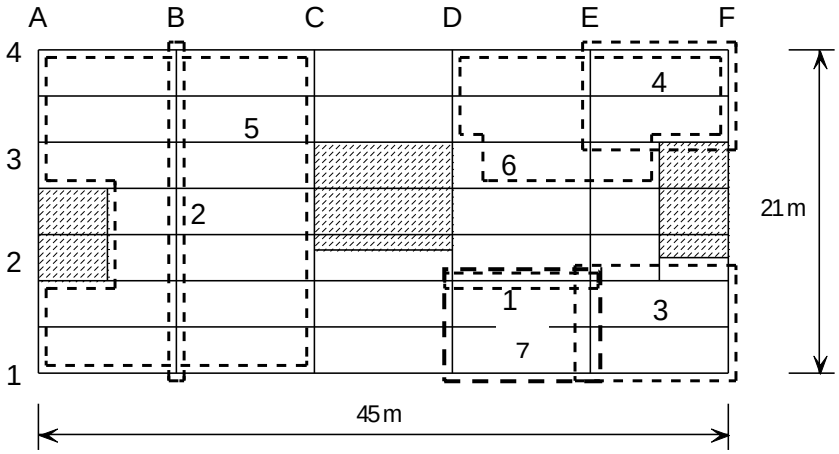


Joonis 2.1 *Cardingtoni katsemaja enne vahelagedele betooni valamist*

Katsemaja (vt joonis 2.1) projekteeriti tüüpilise sidemetega karkassina vastavalt Ühendkuningriigis büroohoonetele ettenähtud koormustele. Hoone mõõtmed on plaanis 21 m × 45 m ja hoone kogu kõrgus 33 m. Talad töötavad lihttaladena ja komposiitkonstruktsioonina koos 130 mm vahelaeplaadiga. Tavaliselt on selliste hoonete nõutav tulepüsivusaeg 90 minutit. Talad talade külge ja talad postide külge liidetes kasutati otsaplaate. Tüüpilise büroohoone vahelagede koormuse simuleerimiseks kasutati liivakotte.

Uurimisprogramm koosnes kahest projektist. Esimest finantseerisid Corus (endine British Steel) ja European Coal and Steel Community (ECSC); teist aga Ühendkuningriigi valitsus Building Research Establishmenti (BRE) kaudu. Uurimisprogrammis osalesid veel ka teised organisatsioonid: Sheffield University, TNO (Holland), CTICM (Prantsusmaa) ja The Steel Construction Institute (UK). Eksperiment viidi läbi jaanuarist 1995 kuni juulini 1996. Katsepõlengud toimusid

erinevatel korrustel. Katsepõlengute asukohad on näidatud vahelae plaanil joonisel 2.2.



1. Sidemetega tala (ECSC)
2. Tasandraam (ECSC)
3. Nurk (ECSC)
4. Nurk (BRE)
5. Suur sektsioon (BRE)
6. Näidisbüroo (ECSC)
7. Keskmine sektsioon (CTU)

Joonis 2.2 *Katsepõlengute asukohad*

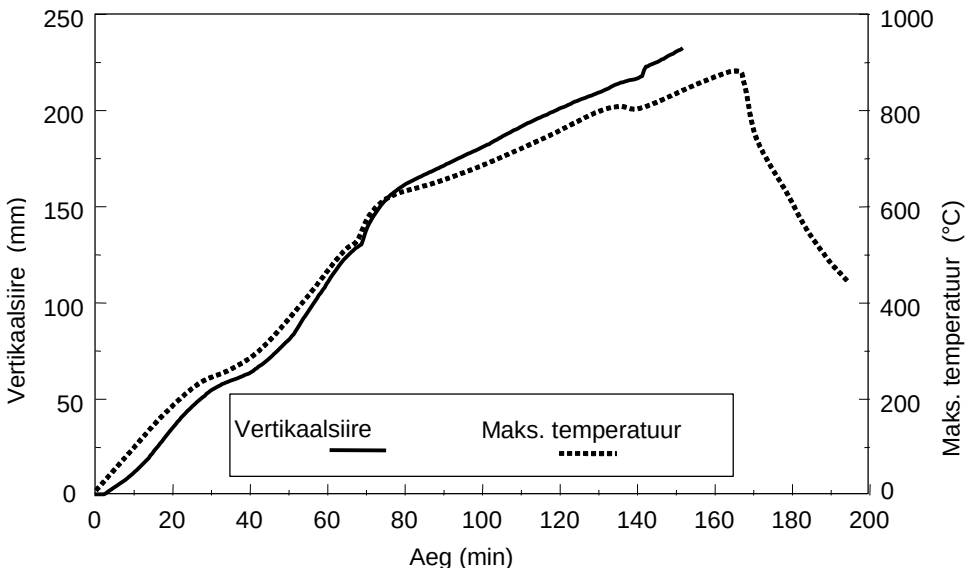
Katses 1 uuriti üksikut abitala ja selle umber olevat vahelaeplaati, mida kuumutati kohapealse gaasiküttesseadmega. Katses 2 kasutati samuti gaasikütet ja uuriti tasandraami, mis ulatus ühel korrusel läbi kogu hoone; katses uuriti peatalasid ja neid kandvaid poste. Katsetes 3, 4 ja 5 uuriti erinevate mõõtmetega sektsioone loomuliku, puitlatiriitade põlemisel tekkiva tulekahju tingimustes. Nendes katsetes olid postid tule eest kaitstud kuni vahelaeplaadini, plaat ja talad olid jäetud kaitsmata. Katse 6 demonstreeris tulekahju büroos, kus põlemiskoormuseks oli tüüpiline büroomööbel.

Katsete detailne kirjeldus on publitseeritud [1]. Täielikud katseandmed koos andurite paiknemise plaanidega on elektroonselt saadaval vastavalt katsete 1, 2, 3 ja 6 kohta Corus RD&T (Swinden Technology Centre) ja katsete 4 ja 5 kohta BRE[3, 4].

2.2 Katse 1: Sidemetega tala

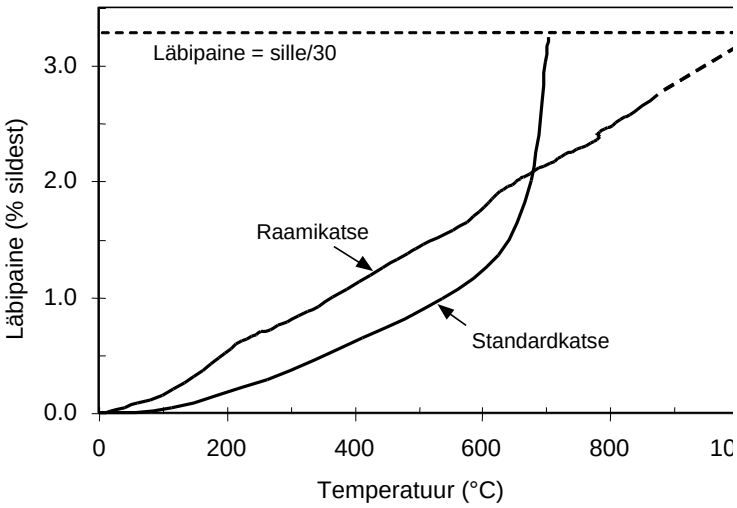
Katse viidi läbi hoone seitsmendal korrusel. Kahe posti vahel vahelage kandvale abitalale (D2/E2) ehitati kohapealne gaasiküttega ahi (pikkus 8,0 m ja laius 3,0 m). Tala kuumutati 8,0 m ulatuses selle 9,0 m pikkuse silde keskosas, jättes toesõlmed suhteliselt jahedaks. Eesmärgiks oli uurida kõrge temperatuuriga tala töötamist olukorras, kus ümbritsevat vahelaeplaati ei kuumutata, ja selgitada madalama temperatuuriga konstruktsiooniosade sidemetena töötamise mõju talale.

Tala kuumutamise kiirus oli 3–10 °C minutis kuni temperatuurini 900 °C. Kui temperatuur alumises vöös jõudis väärtuseni 875 °C, oli läbipaine silde keskel 232 mm (sille/39) (vt joonis 2.3). Jahtudes vähenes keskkoha läbipaine kuni 113 mm-ni.



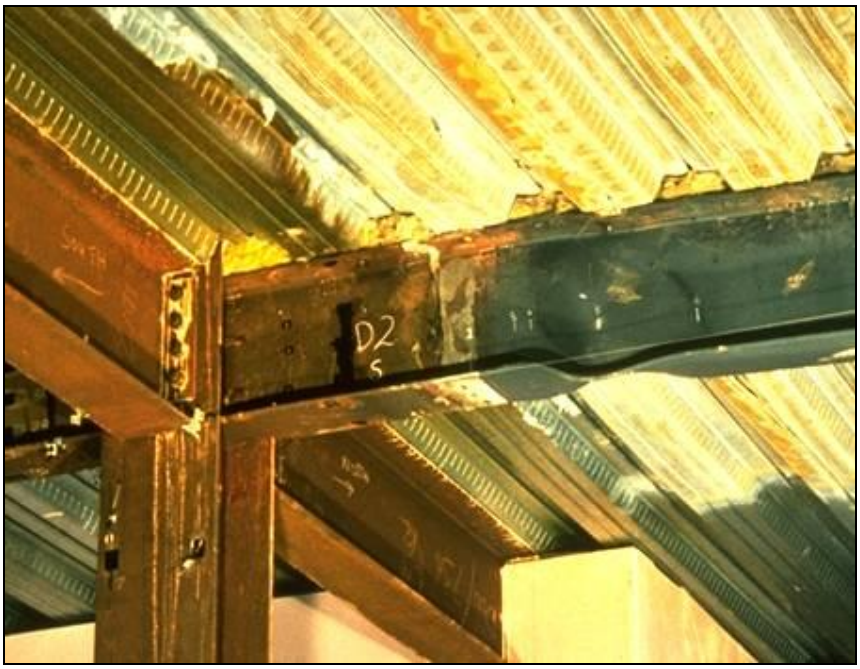
Joonis 2.3 *Tala keskkoha siire ja maksimaalne temperatuur seotud tala katses*

Võrreldi katses vaadeldud seotud tala ja samasugust tulekaitseta tala, mida katsetati eraldiseisvana standardses tulekatses sama koormusega [(5)]. Erinevus nende talade toimimise vahel selgub joonisel 2.4. Tavalises tulekatses lihttaladele iseloomulikku järsult suurenevat siiret seotud tala puhul ei täheldatud, kuigi 900 °C juures on terase normaaltemperatuuri voolupiirist säilinud ainult 6%.



Joonis 2.4 *Tala keskkoha läbipaine ja maksimaalne temperatuur standardikohases tulekatses ja seotud tala katses*

Katses tekkis kohalik stabiilsuse kaotus tala mõlema toe piirkonnas põlemiskambri sees selle otsaseina lähedal (vt joonis 2.5).



Joonis 2.5 *Vöö mõlkumine seotud tala katses*

Katsejärgsel ülevaatusel selgus, et otsaplaadi keevis mõlemas tala otsas ühel pool tala oli purunenud kuumutatud tsooni lähedal, kuid siiski sellest väljapool. Selle põhjuseks on tala kokkutõmbumine jahtumisel, mis tekitab väga suured tõmbejõud. Ühel pool plaadi kinnitus purunes, see vabastas tõmbedeformatsioone takistavad kinnitused, teise poole kinnitusest piisas tala terviklikkuse säilitamiseks. Plaadi purunemise saab kindlaks teha ka deformatsiooniandurite näitude järgi, kust selgub, et jahtudes ei arenenud pragu järsku, vaid aegamisi.

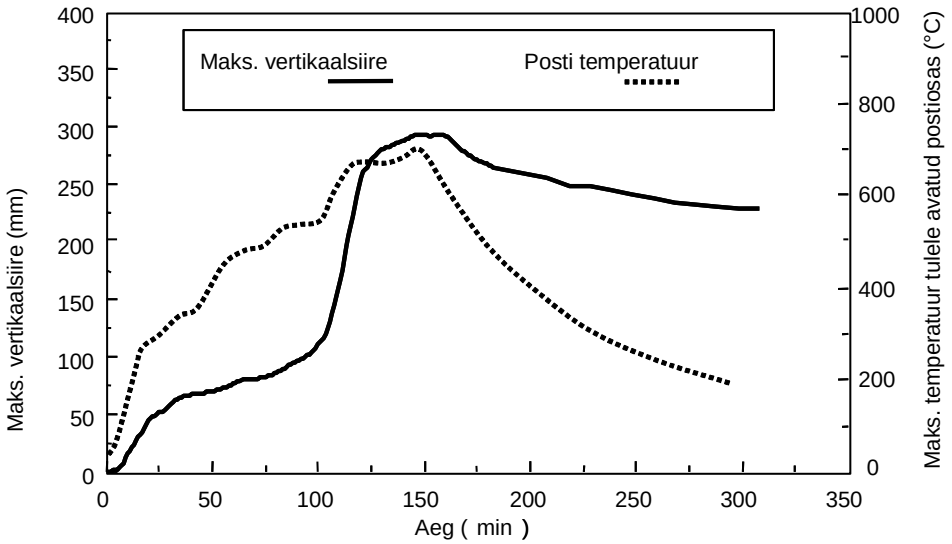
2.3 Katse 2: Tasandraam

Selles katses uuriti tasandraami, mis koosneb neljast postist ja kolmest peatalast ja ulatub läbi kogu hoone teljel B (vt joonis 2.2).

Katseks ehitati kogu hoonet läbiv gaasiküttega plokkidest ahi mõõtmetega 21 m (pikkus) × 2,5 m (laius) × 4,0 m (kõrgus).

Pea- ja abitalad ning vahelaeplaadi alumine pind jäeti tulekaitsega katmata. Postid kaitsti tulekaitsega kõrguseni, kuhu tavaliselt paigaldatakse ripplagi (kuigi katse ajal ripplage ei olnud). Nii jäi posti ülemine osa kaitsmata 800 mm ulatuses, kaasaarvatud ühendussõlmed taladega.

Vertikaalsiirde arenemiskiirus 9 m sildega terastala silde keskel kasvas järsult ajavahemikus 110 ja 125 minutit (vt joonis 2.6). Seda põhjustas tala toetavate postide vertikaalsiire. Sisemiste postide tulele ligipääsetav ülemine osa kaotas kohaliku stabiilsuse ja suruti kokku umbes 180 mm võrra (vt joonis 2.7). Tulele ligipääsetava postiosa temperatuur kohaliku stabiilsuse kaotuse hetkel oli ligikaudu 670 °C.

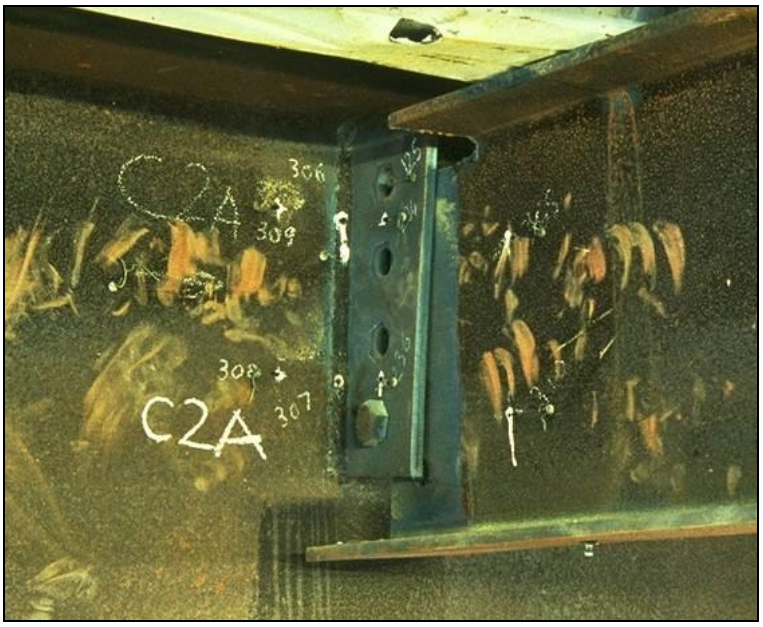


Joonis 2.6 *Keskmise 9 m tala maksimaalne vertikaalsiire ja tulele avatud ülemise postiosa maksimaalne temperatuur*

Posti ülemise osa kohaliku stabiilsuse kaotus põhjustas ligikaudu 180 mm jäävdeformatsiooni kõikides selle sektsiooni kohal olevates vahelagedes. Selle vältimiseks kaitsti postid järgnevates katsetes kogu kõrguse ulatuses.

Joonis 2.7 *Kohaliku stabiilsuse kaotus posti ülemises osas katse lõpus*

Abitalasid kuumutati ligikaudu 1,0 m ulatuses mõlemal pool peatala. Pärast katse lõppu selgus, et mitmed poldid abitala ja peatala otsaplaadiga liites olid purunenud lõikele (vt joonis 2.8). Poldid olid lõikele purunenud ainult ühel pool peatala. Sarnaselt otsaplaadi purunemisega katses 1 purunesid poldid ka siin jahtumisfaasis tala kokkutõmbumise tõttu. Termiline kokkutõmbumine põhjustas märkimisväärseid tõmbejõude, mis vähenesid tõmbedeformatsioonide vabanemisel pärast poltide purunemist otsaplaadis ühel pool peatala.



Joonis 2.8 *Otsaplaadiga liide pärast katse lõppu*

2.4 Katse 3: Nurgasektsioon

Katse eesmärk oli uurida vahelaesüsteemi töötamist tervikuna ja eriti plaadi toimimist membraanina, mis talade materjali tugevuse vähenemise ning deformatsioonide suurenemisega muudab vahelaesüsteemis jõudude trajektoore. Hoone teise korruse nurka ehitati betoonplokkidest tuletõkkesektsioon, mille mõõdud plaanil olid 10 m × 7,6 m (E2/F1).

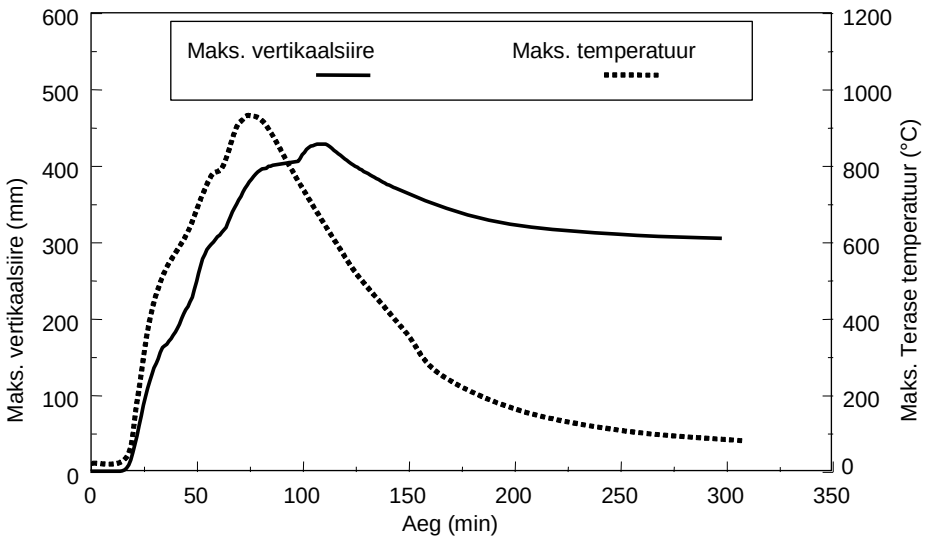
Et tuletõkkesektsiooni piirdeseinad ei võtaks vastu tulekahjuaegset muutuvkoormust, eemaldati plokkide ülemine rida ja kõik vahelagede ühendused välisseintega. Deformatsioonivuukides asendati mineraalvillast plaadid keraamilise kattega.

Samal eesmärgil eraldati välisseina postid ääretalast tuletõkkesektsiooni kohal nii, et ääretalal ei oleks täiendavaid tugesid.

Kõik postid, postide ja talade ühendussõlmed ning ääretalad kaeti tulekaitsega.

Puitlatiriitadega moodustatud tulekahjuaegne koormus oli katses 45 kg/m^2. See on küllalt suur koormus ja on ekvivalentne 95% fraktiiliga bürooruumide põlemiskoormusest. Tulepüsivusarvutused tehakse tavaliselt 80% fraktiilile vastava koormusega. Ventilatsiooniks oli üks ava mõõtmetega 6,6 m × 1,8 m. Katse jooksul mõõdetud maksimaalne gaasi temperatuur sektsioonis oli 1071 °C.

Maksimaalne terase temperatuur oli 1014 °C, mis mõõdeti sisemisel talal teljel (E2/F2). Maksimaalne vertikaalsiire 428 mm (veidi alla sille/20) mõõdeti abitala keskel, kus maksimaalne terase temperatuur oli 954 °C. Jahtudes vähenes see läbipaine kuni väärtuseni 296 mm. Joonisel 2.9 on esitatud temperatuuri ja deformatsioonide muutus ajas.



Joonis 2.9 *Maksimaalne vertikaalsiire ja temperatuur abitalades*

Kogu põlev materjal põles täielikult tuletõkkesektsioonis. Konstruktsioon talus tulekahjutingimusi väga hästi, purunemist ega varingut ei tekkinud (vt joonis 2.10).

Mõnes tala ja posti vaheliste ühendussõlmede piirkonnas kadus kohalik stabiilsus, kuid erinevalt katsest 2, kus osa polte purunes lõikele, siin poldid ei purunenud. Põhjuseks võib olla see, et tõmbejõud ei olnud piisavalt suured poltide purustamiseks või oli sõlme deformatiivsus piisav, et lubada vajalik tõmbedeformatsioon ilma polte purustamata.

Joonis 2.10 *Vaade konstruktsioonile pärast katse lõppu*

2.5 Katse 4: Nurgasektsioon

See katse viidi läbi kolmandal korrusel nurgapiirkonna sektsioonis (E4/F3) pindalaga 54 m^2. Sektsiooni sisemised piirded telgedel E ja 3 ehitati terasprofiilidest vaheseinakarkassile ja kaeti tulekindla plaadiga. Siseseina tulepüsivusaeg pidi olema 120 minutit, lubatud läbipaine 15 mm. Otsaseinas teljel F oli sektsiooni piirdeks olemasolev täiskõrgusega plokkidest sein; välisseinal teljel 4 oli 1 m kõrguse plokkidest seina kohal klaasitud osa. Tuletõkkesektsiooni piiretes olid kõik aknad ja uksed suletud. Postidel oli tulekaitse kuni vahelaeplaadi alumise pinnani, kaasaarvatud sõlmed, kuid erinevalt katsest 3 jäi sillustala (E4/F4) tulekaitseta ja välisseinaposte selle kohal talast ei eraldatud. Kaheteistkümnest puidlatiriidast moodustati tulekahjuolukorra koormuseks 40 kg/m^2.

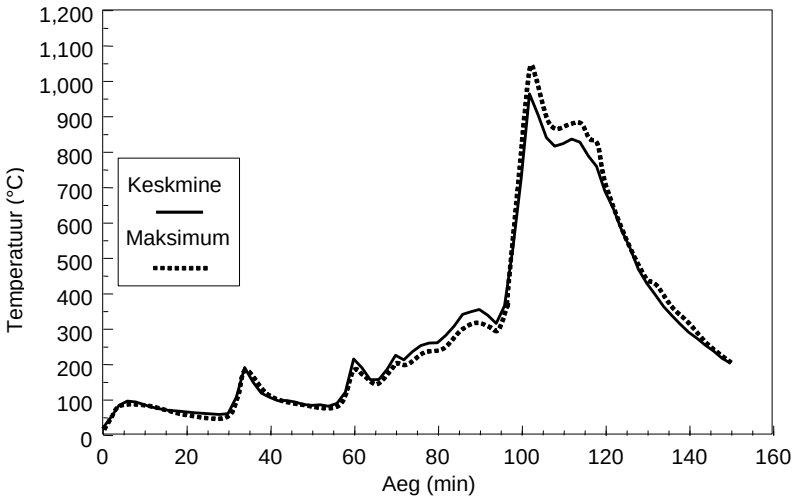
Tulekahju arengut mõjutas oluliselt hapnikupuudus sektsioonis. Pärast esialgset temperatuuri tõusu leek kustus, hõõgumine koos suitsu eraldumisega jätkus kuni 55 minuti möödumisel põlengu algusest tuletõrjujad eemaldasid välisseinast klaaspaneeli ruumi ventileerimiseks. Hapniku juurdevool põhjustas mõningase temperatuuri tõusu, millele kohe järgnes langus. Pärast teise klaaspaneeli eemaldamist 64. minutil vahetult esimese eemaldatud paneeli kohal hakkas temperatuur järjekindlalt tõusma, 94 ja 100 minuti vahel purunesid ülejäänud klaaspaneelid. See põhjustas järsu temperatuuritõusu koos jätkuva põlengu arenguga. Maksimaalne mõõdetud keskkonnatemperatuur sektsiooni keskel oli 1051 °C pärast 102 minutit kestnud põlengut (vt joonis 2.11). Maksimaalne terase temperatuur 903 °C mõõdeti pärast 114 minutit kestnud põlengut keskmise abitala alumises vöös.

Maksimaalne plaadi läbipaine oli 269 mm ja see mõõdeti sektsiooni keskel pärast 130 minutit kestnud põlengut. Pärast jahtumist vähenes läbipaine 160 mm-ni.

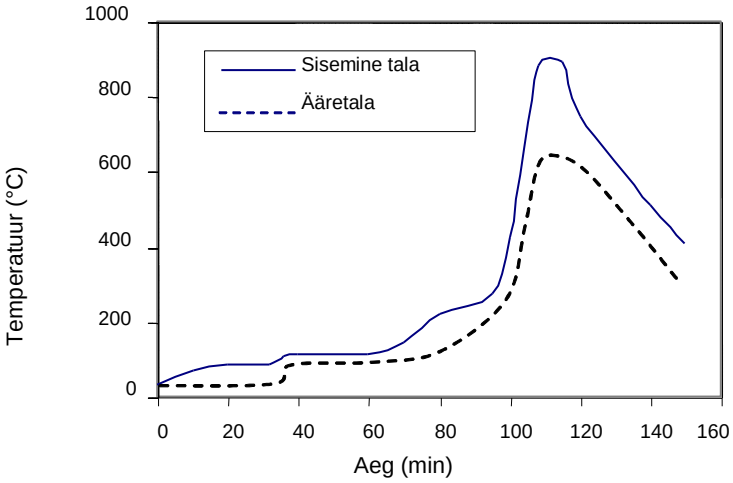
Tulekaitseta ääretala teljel 4 oli põlengu ajal täielult leekide sees. Sellegipoolest oli selle tala maksimaalne temperatuur 680 °C, mis on suhteliselt madal, võrreldes sisemiste taladega, nagu näha jooniselt 2.12. Vastav maksimaalne ääretala läbipaine oli 52 mm, mis mõõdeti 114. minutil. Läbipaine oli piiratud seetõttu, et tala kohal olevad välisseina postid olid talaga ühendatud ja töötasid katse ajal tõmbele.

Hoone sees olevad sektsiooni piirdeseinad asetsesid vahetult tulekaitseta talade all ning toimisid hästi. Nende terviklikkus säilis kogu katse jooksul. Pärast katse lõppu selgus seina eemaldamisel, et üks taladest oli kaotanud stabiilsuse vastavalt väändedeformatsioonile. Selle põhjuseks oli suur termiline gradient tala ristlõikes (tingitud sektsiooni piirdeseina asukohast) ning piirangud termilisele paisumisele.

Kohalikku stabiilsuse kaotust ei täheldatud ühelgi talal, samuti ei olnud sõlmedes jälgi sellistest jahtumise tagajärjel tekkivate suurte tõmbejõudude mõjudest nagu teistes katsetes.



Joonis 2.11 *Katses 4 mõõdetud gaasi temperatuur*



Joonis 2.12 *Maksimaalne temperatuur sisemise ja ääretala vöös*

2.6 Katse 5: Suur tuletõkkesektsioon

See katse viidi läbi kolmanda ja neljanda korruse vahel, kusjuures tuletõkke-sektsioon oli kogu hoone laiune – pindalaga 340 m^2.

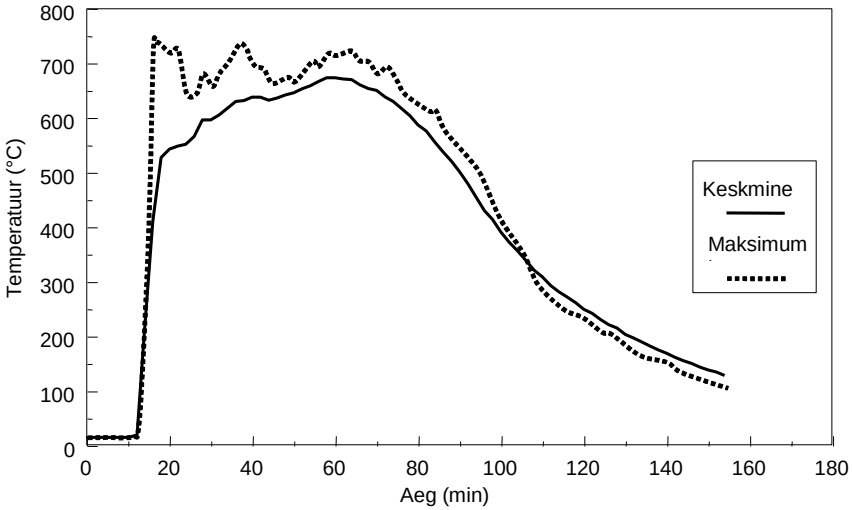
Puitprussidest moodustati vahelaele ühtlaselt jaotatud tulekahjuolukorra koormus 40 kg/m^2. Tuletõkkesektsiooni moodustamiseks ehitati terasprofiilist vaheseina-karkass läbi kogu hoone ja kaeti kipsplaadiga. Eraldi kaitsti tule eest liftišaht. Kahel pool hoone välisseinas oli kahekordsest klaasist avatäide, mille keskmine kolmandik jäeti mõlemal pool avatuks. Kõik terastalad, kaasaarvatud äärmised talad, jäeti tulekaitseta. Sisemised ja välimised postid kaeti tulekaitsevõõbaga kogu ulatuses, kaasaarvatud ühendussõlmed.

Põlengu intensiivsuse määrasid ventilatsioonitingimused. Algul tõusis temperatuur kiiresti, kuna klaasid purunesid, tekitades välisseintesse suured avad mõlemal pool hoonet. Suured õhu juurdepääsu võimaldavad avad kahel pool hoonet tagasid pikaajalise põlemise, kuid temperatuur jäi oodatust madalamaks. Sektsiooni keskel mõõdetud maksimaalne gaasikeskkonna temperatuur oli 746 °C, maksimaalne terase

temperatuur 691 °C mõõdeti samuti sektsiooni keskel. Joonisel 2.13 on esitatud mõõdetud keskkonna temperatuurid sektsioonis. Joonisel 2.14 on näha konstruktsioon pärast katse lõppu.

Maksimaalne plaadi läbipaine oli 557 mm. See vähenes konstruktsiooni jahtumisel kuni väärtuseni 481 mm.

Talade omavahelise ühendussõlme piirkonnas toimus ulatuslik kohaliku stabiilsuse kaotus. Jahtumisfaasis purunesid mitmed otsaplaadiga liited ühelt poolt. Ühel juhul eraldus tala sein otsaplaadist nii, et liide kaotas täiel määral lõikekandevõime. See omakorda viis suurte pragude tekkimiseni komposiitplaadis purunenud liite kohal, kuid varingut ei toimunud, kuna tala põikjõud võeti vastu plaadiga.



Joonis 2.13 *Maksimaalne ja keskmine mõõdetud keskkonnatemperatuur*

Joonis 2.14 *Põlengu ajal deformeerunud konstruktsioon*

2.7 Katse 6: Põleng näidisbüroopinnal

Katse eesmärk oli jälgida konstruktsioonide toimimist reaalse põlengu käigus.

Betoonplokkidest ehitati tuletõkkesektsioon, mille laius oli 18 m ja pikkus kuni 10 m, moodustades pindala 135 m^2. Sektsioon kujutas endast avatud planeeringuga bürooruumi, milles paiknesid mitmed nüüdisaegsetele nõuetele vastavad töökohad mööbli, arvutite ja dokumendiriiulitega (vt joonis 2.15). Katse käigus moodustati puit- ja plastikelementidest väga intensiivse põlengu tekitamiseks põlengukoormus 46 kg/m^2 (sellest suurem koormus oleks alla 5% reaalsetest büroodest), piirates akende pindala bürooruumidele lubatava miinimumini. Põlengukoormus jagunes materjali kaupa järgmiselt: 69% puitu, 20% plastikut ja 11% paberit. Akende kogupindala oli 25,6 m^2 (19% põrandapinnast). Iga aknaava keskmine osa, mis moodustas kokku 11,3 m^2, jäeti klaasimata, et tekitada konstruktsioonidele põlengu alguses ventilatsiooniga kõige ebasoodsamad tingimused.

Joonis 2.15 *Bürooruum enne katse algust*

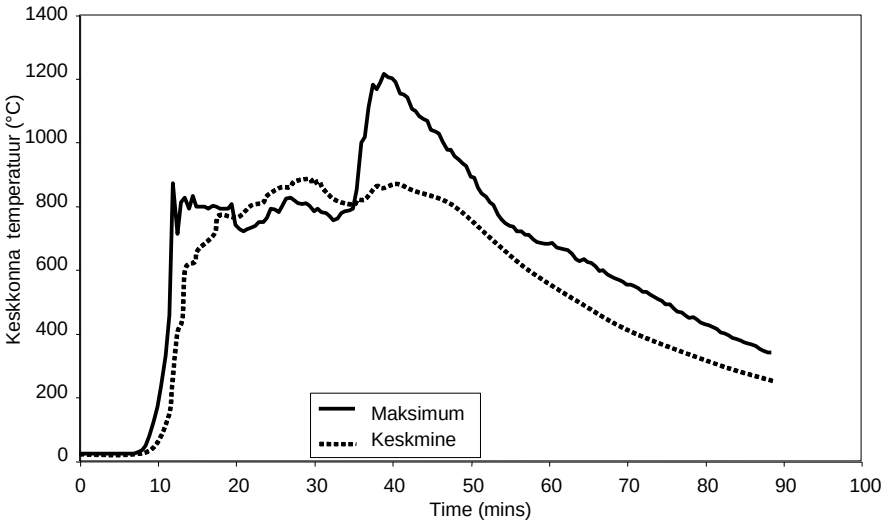
Tuletõkkesektsiooni ulatuses kaitsti tule eest postid ning posti ja tala vahelised ühendussõlmed. Pea- ja abitalad ning taladevahelised ühendussõlmed jäid tule eest täiesti kaitsmata.

Tuulekoormusele töötavad välisseinapostid jäeti ääretaladest eraldamata, mistõttu põlengu ajal olid need postid ääretaladele mõningal määral tugedeks.

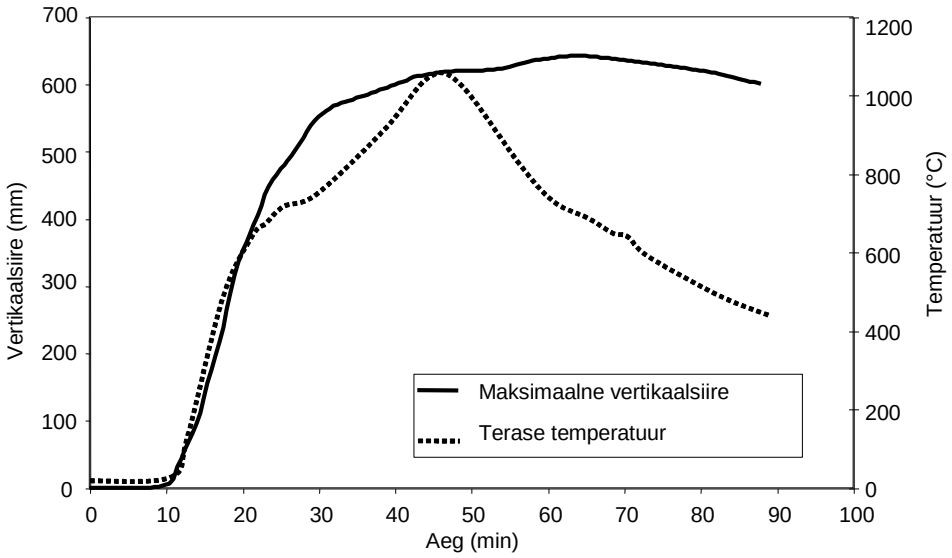
Maksimaalne keskkonnatemperatuur katse käigus oli 1213 °C, maksimaalne keskmine temperatuur aga ligikaudu 900 °C (vt joonis 2.16). Tulekaitseta terase maksimaalne temperatuur oli 1150 °C. Maksimaalne vertikaalne läbipaine oli 640 mm, mis jahtumisel vähenes jäävdeformatsioonini 540 mm (vt joonis 2.17). Akende kohal paiknevate sillusetalade maksimaalne temperatuur oli 813 °C. Põlev materjal põles katse käigus täielikult. Sektsiooni tagaosas vahelaeplaat deformeerus ning toetus plokkidest seinale. Sektsioonis ei olnud märke konstruktsiooni varingust.

Joonisel 2.18 on näha hoone välisvaade põlengu haripunktis. Konstruktsioonide seisund pärast põlengu lõppu on nähtav joonistel 2.19 ja 2.20. Joonisel 2.19 on tühjaks põlenud bürooruumi üldvaade, joonisel 2.20 on näha ühe posti pea. Katse käigus pragunes vahelaeplaat ühe posti pea ümber, nagu näha jooniselt 2.21. Need praod tekkisid jahtumisfaasis. Pragunemise üheks võimalikuks põhjuseks oli läheduses paikneva tala ja posti vahelise ühendussõlme kandevõime osaline ammendumine. Katsejärgne plaadi ülevaatus näitas, et armatuurvõrgud olid asetatud

lihtsalt kõrvuti ilm korrektse ülekatteta. See näitab veel kord, kui oluline on tõmbejõudude edasiandmiseks teha armatuurvõrkude ülekattejätkud korrektselt.



Joonis 2.16 *Mõõdetud keskkonnatemperatuur*

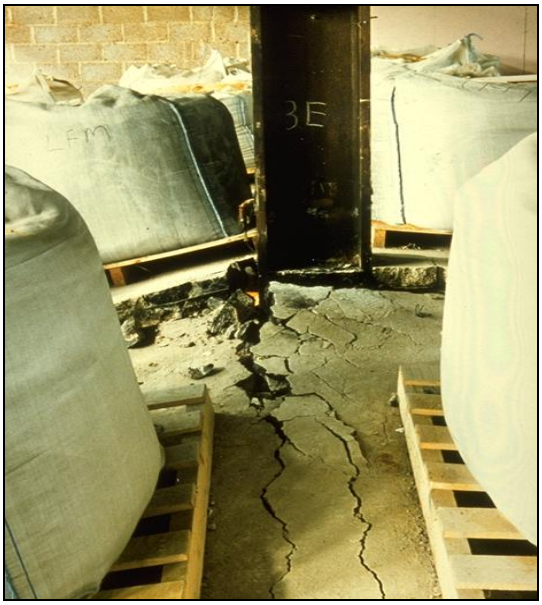


Joonis 2.17 *Maksimaalne terase temperatuur ja vertikaalsiire*

Joonis 2.18 *Hoone põlenguaegne välisvaade*

Joonis 2.19 *Sektsiooni sisevaade pärast põlengut*

Joonis 2.20 *Posti pea koos stabiilsuse kaotanud taladega*



Joonis 2.21 *Pragunenud plaat ülekatteta armatuurvõrkude kohal*

2.8 Katse 7: Keskmine sektsioon

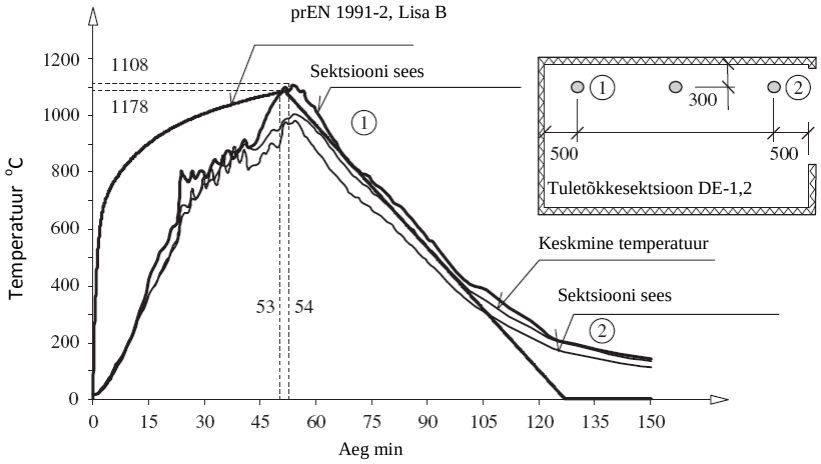
Katse viidi läbi viienda korruse keskel paiknevas sektsioonis, mille pikkus oli 11 m ning laius 7 m. Teraskarkassi elementidest olid põlengu tingimustes peatalad ristlõikega 356 × 171 × 51 UB, kaks posti ristlõikega 305 × 305 × 198 UC ja 305 × 305 × 137 UC, ning kolm abitala ristlõikega 305 × 165 × 40 UB.

Põlengukoormus 40 kg/m^2 moodustati puitlaastudest ja jaotati ühtlaselt kogu sektsiooni ulatuses vahelaele. Ventilatsioon tagati 1,27 m kõrguse ja 9 m laiuse avaga fassaadis.

Ligikaudu 130 termopaari paigaldati tuletõkkesektsioonis terasprofiilidele, komposiitplaadile ning teraselementide ühendussõlmedesse. Lisaks neile paigaldati veel 14 termopaari tule eest kaitstud postidele. Sisejõudude määramiseks kasutatid kahte eri tüüpi deformatsiooniandurit: kõrget temperatuuri taluvad andurid sõlmedes ning tavatemperatuuri jaoks mõeldud andurid tulekaitsega postides ning tule eest varjatud elementidel. Vahelae vertikaalsiirete ning postide horisontaal-

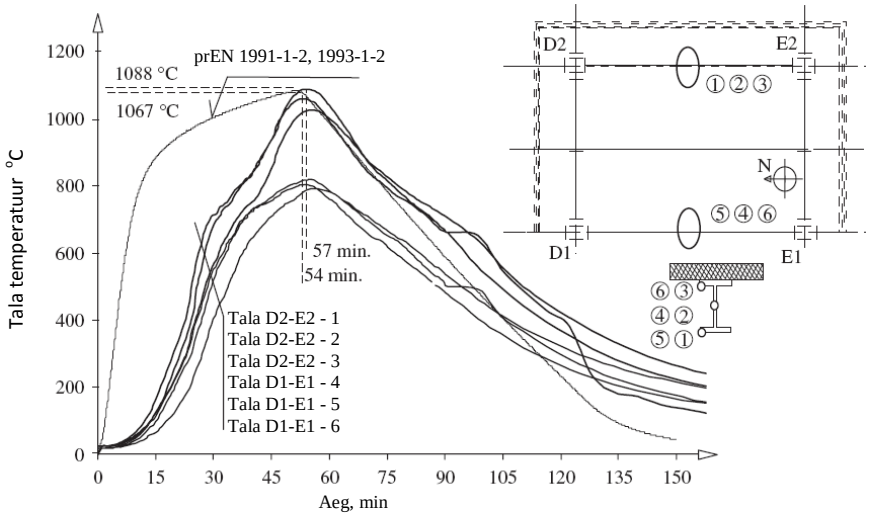
siirete määramiseks paigaldati 37 siirdeandurit. Lisaks sellele kasutati 10 video- ja 2 termokaamerat tule ja suitsu leviku, temperatuuri ja deformatsioonide ajas jälgimiseks.

Salvestatud andmeid temperatuuri muutuse kohta ajas erinevates kohtades sektsiooni piirides on võrreldud standardi prEN 1991-2 Lisas B [37] toodud parameetrilise kõveraga (vt joonis 2.22). Maksimaalne keskkonnatemperatuur 1107,8 °C mõõdeti sektsioonis 54. minutil pärast põlengu algust.



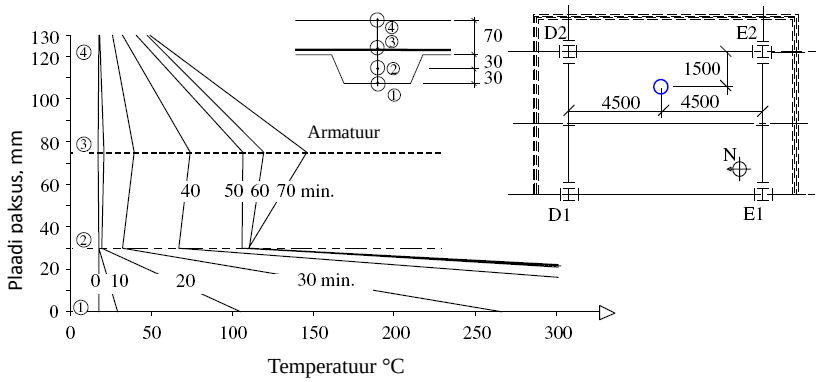
Joonis 2.22 *Põlengu käik sektsioonis*

Maksimaalne temperatuur tulekaitseta terastalades oli 1087,5 °C ja see mõõdeti 57 minutit pärast põlengu algust tala D2-E2 alumisel vööl sektsiooni keskel (vt joonis 2.23). Maksimaalne temperatuur sõlmedes oli ligikaudu 200 °C.



Joonis 2.23 *Temperatuuri muutus terastalades*

Kokkuvõte komposiitplaadi mõõdetud temperatuurides on esitatud joonisel 2.24. Nagu näha, ei ületanud maksimaalne temperatuur tule eest varjatud küljel 100 °C, mis vastab eeldatud isolatsioonitingimustele.

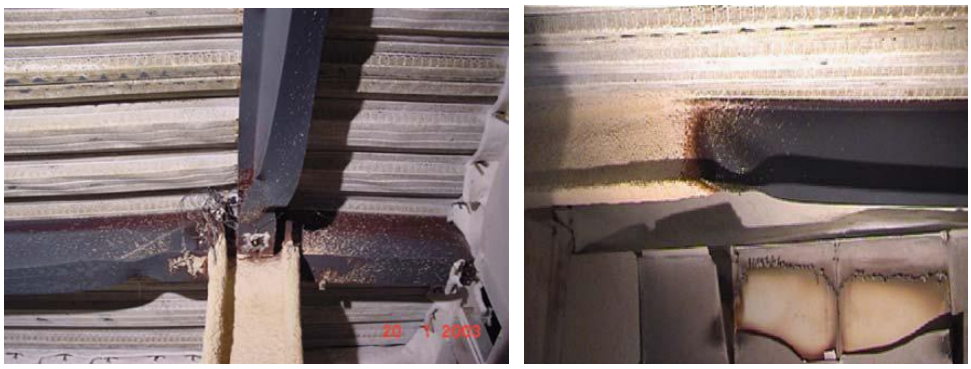


Joonis 2.24 *Temperatuuri muutus komposiitplaadis*

Vahelae maksimaalne läbipaine oli ligikaudu 1200 mm. Vaatamata nii suurele deformatsioonile, ei toimunud oodatavat vahelae varingut (vt joonis 2.25). Jahtumisfaasis vähenes vahelae läbipaine kuni väärtuseni 925 mm.

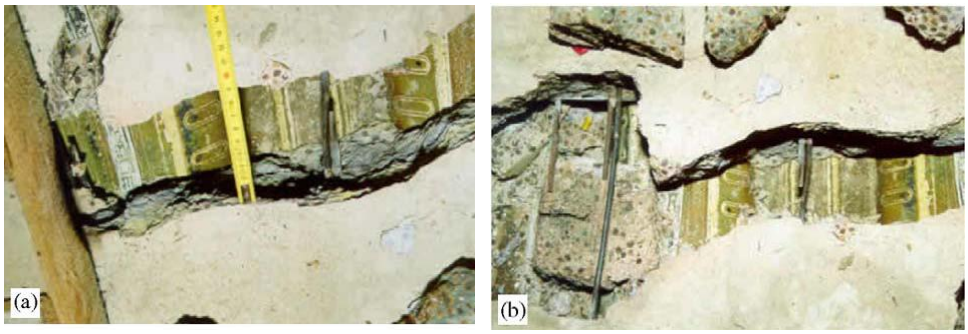
Joonis 2.25 *Vahelagi pärast katse lõppu*

Kuumutamisfaasis umbes 23 minutit pärast põlengu algust toimus tala alumise vöö ja seina kohalik stabiilsuse kaotus sõlmede lähedases piirkonnas (vt joonis 2.26). Niisuguse stabiilsuse kaotuse põhjuseks oli ümbritsevate konstruktsioonide poolt tala soojuspaisumisele avaldatud takistus. Lisaks tekkis talas tule eest kaitstud tsooni lähedases ristlõikes plastne liigend, kuna tulekaitsega jahedam tsoon takistas kuumema talaosa soojuspaisumist.



Joonis 2.26 *Põlengus deformeerunud terastalad*

Joonisel 2.27 on näha avanenud praod komposiitplaadis posti pea ümbruses. Need praod tekkisid armatuurvõrgu jätku kohal, kus ülekate ei olnud piisav.



Joonis 2.27 *Pragunenud vahelaeplaat posti pea ümbruses*

2.9 Üldised kommentaarid katsetulemuste kohta

Kõikides katsetes toimis konstruktsioon hästi ning konstruktsioon säilitas üldise stabiilsuse ja püsivuse.

Hoone tervikkonstruktsiooni töötamine põlengu tingimustes erineb oluliselt üksikute sidumata elementide töötamisest standardses tulekatses. On selge, et reaalses konstruktsioonis esinevad elementide vastasmõjud ja koormuse ülekandemehhanismide muutused, mis määravad tervikkonstruktsiooni toimimise, ja mida on võimatu modelleerida lihtsates standardkatsetes.

Cardingtoni katsed näitasid, et nüüdisaegsete hoonete komposiitvahelagedega ühendatud teraskarkassidel on palju suurem tulepüsivus, kui tavaliselt on eeldatud. Katsed kinnitasid muudes töödes ilmnenud tulemusi.

3 PARKLATE KATSETAMINE TULEKAHJUOLUKORRAS, PRANTSUSMAA

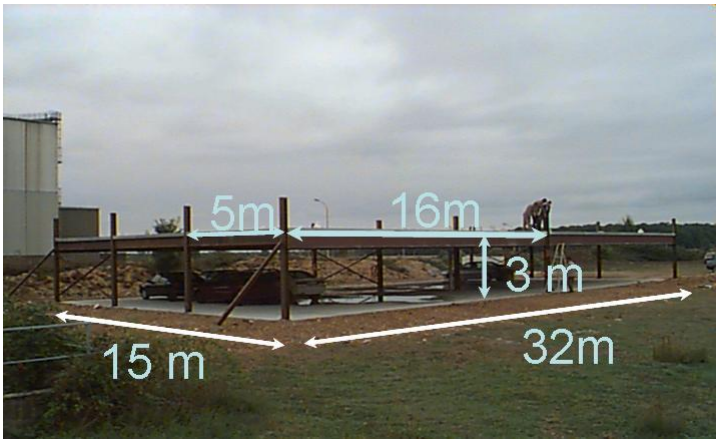
Aastatel 1998 kuni 2001 viidi läbi komposiitkonstruktsioonidega avatud autoparklate tulekatsed ECSC rahastatud projekti osana.

Tulekatsete jaoks ehitati täismõõtmetega ühekorruseline teraskarkassiga avatud parkla. Hoone mõõtmed plaanis olid 32 × 16 m², mis vastab 48-kohalise parkla mõõtmetele. Korruse kõrgus oli 3 m (vt joonis 3.1).

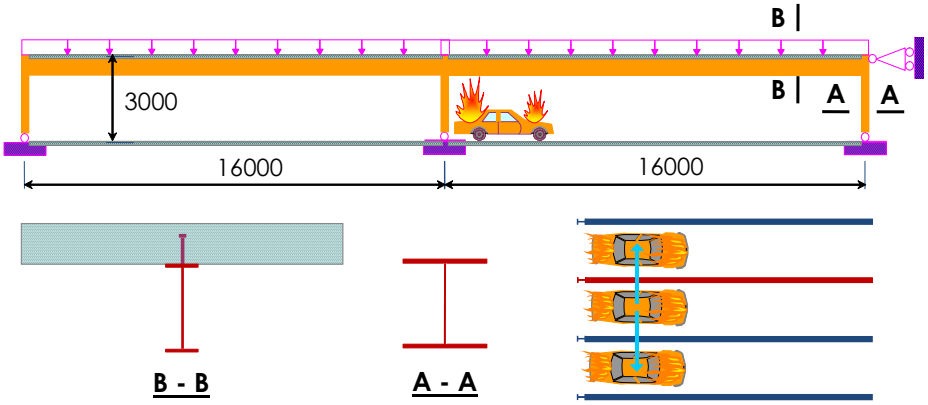
Konstruktsioon koosnes järgmistest elementides:

- tulekaitseta teraspostid: HEA180 (äärepostid) ja HEB200 (keskmised postid),
- komposiittalad: tulekaitseta terastalad (IPE 550, IPE 400 ja IPE 500) ühendatud komposiitplaadiga,
- komposiitplaat kogupaksusega 120 mm (profiilplekk: COFRASTRA40).

Avatud parkla konstruktsioonide projekteerimisel rakendati tulepüsivusarvutuse meetodit, mis on ühes varasemas Euroopa uurimisprojektides spetsiaalselt välja töötatud avatud parklate jaoks. Selle meetodi jaoks määratud põlengustsenaarium põhineb reaalsete parklapõlengute statistilistel andmetel. Parkla konstruktsioonide kontrollarvutustes kasutati täpsustatud tasandraami mudelit, mis ei arvestanud komposiitplaadi membraanina käitumise mõju (vt joonis 3.2).



Joonis 3.1 *Avatud parkla enne tulekatse algust*



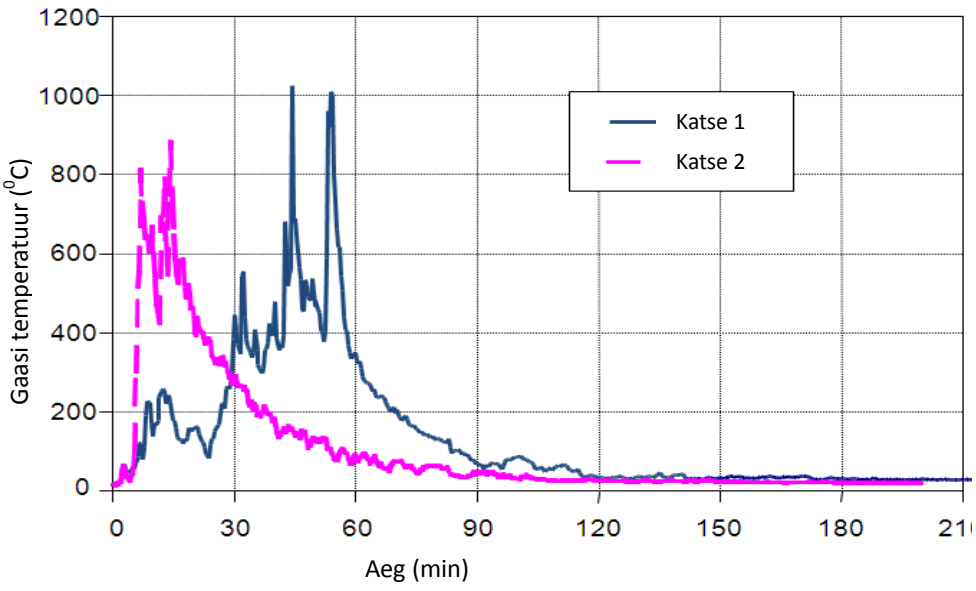
Joonis 3.2 *Tasandraamid katsetatud parkla mudelis*

Avatud parklas tehti kolm katset. Kahes esimeses katses põles parklas kolm autot, kolmandas hinnati tule ülekandumist kahe teineteise vastas paikneva auto vahel. Kõikide katsete käigus lasti autodel põleda loomuliku kustumiseni.

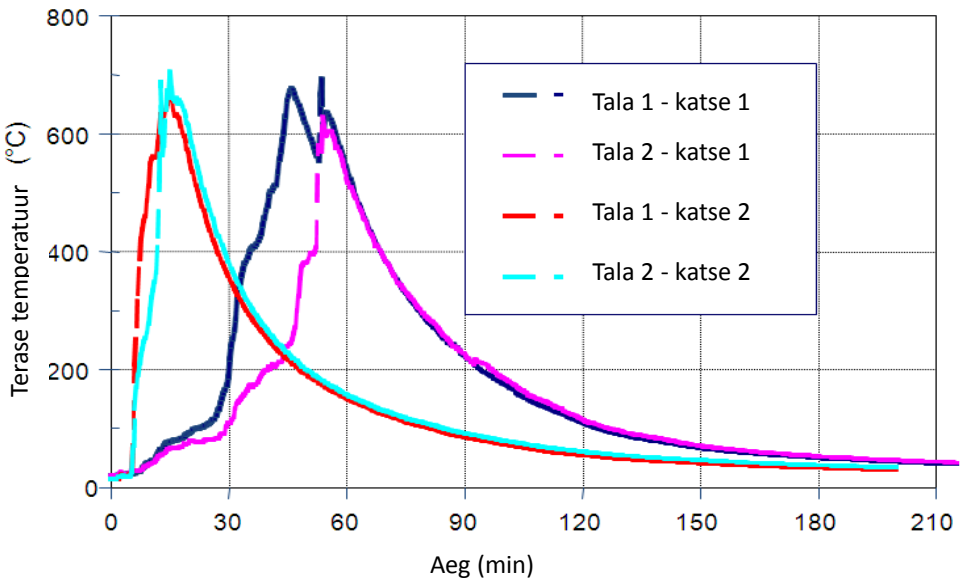
Kõige intensiivsem põlemine toimus teises katses, mille käigus tugeva tuule mõjul põlesid kolm autot samaaegselt 10 minutit pärast esimese auto süütamist (vt joonis 3.3). Selle tulemusel oli suur osa vahelaeplaadist tule mõju all. Keskkonna temperatuur ületas 800 °C (vt joonis 3.4). Terastalade temperatuur põlevate autode kohal oli vähemalt 700 °C (vt joonis 3.5).

Joonis 3.3 *Täielik põleng ühe parklas tehtud katse ajal*

Kuigi temperatuuri mõjul vähenes oluliselt terastalade kandevõime, ei toimunud nende katsete ajal tulekaitseta teraskonstruktsioonide varingut. Konstruktsiooni käitumist iseloomustab ka suhteliselt väike vahelae läbipaine, mille maksimaalne mõõdetud väärtus ei ületanud 150 mm.



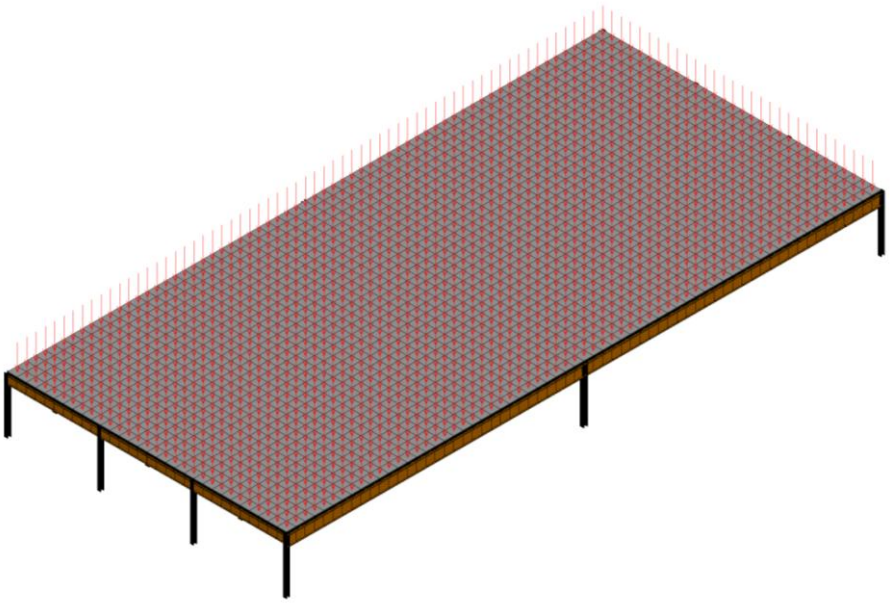
Joonis 3.4 *Mõõdetud gaasi temperatuur põlevate autode kohal*



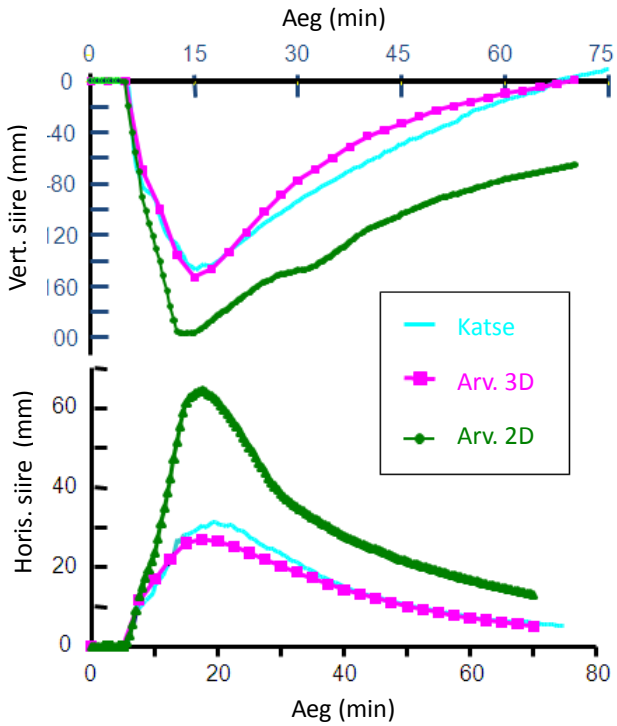
Joonis 3.5 *Mõõdetud terastalade temperatuur põlevate autode kohal*

Ilmnes, et kahemõõtmelisel raamimudelil saadud läbipainded oli katses mõõdetud väärtustest suuremad. Seepärast loodi parkla konstruktsioonide käitumise uurimiseks kolmemõõtmeline mudel (vt joonis 3.6), rakendades Cardingtoni uurimisprojekti teises etapis väljatöötatud meetodeid.

Joonisel 3.7 on kujutatud võrdlus katses mõõdetud ja kahe- ning kolmemõõtmelisel mudelil saadud läbipainete vahel. Nagu näha, langevad kolmemõõtmelise mudeli väärtused paremini kokku katsetulemustega. On selge, et komposiitplaadi membraanina toimimine mõjub positiivselt isegi suhteliselt väikeste läbipainete juures.

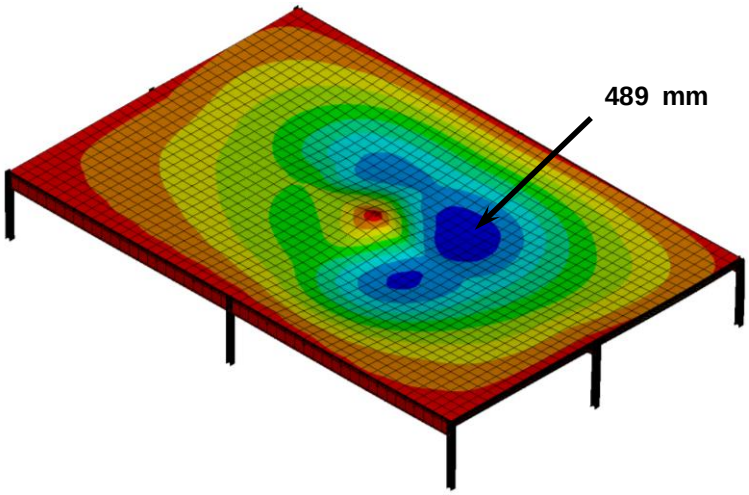


Joonis 3.6 *Avatud parkla kolmemõõtmeline mudel*



Joonis 3.7 *Katseliste ja arvutuslike vertikaalsiirete võrdlus*

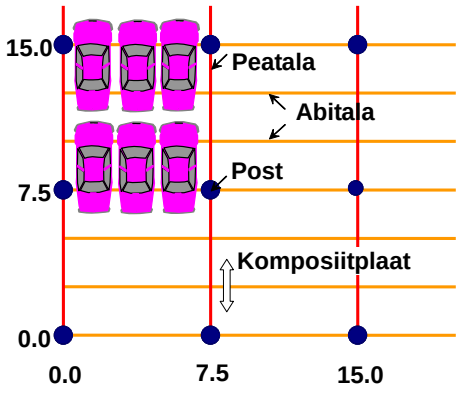
Siiski tuleb arvestada, et võimalike erinevate tulepüsivusarvutustes kasutatavate põlengustsenaariumite puhul võib avatud parkla teraskonstruktsioonide temperatuur tõusta kohati ka kuni 950 °C. On selge, et sellise temperatuuri juures on vahelae läbipaine suurem ja konstruktsiooni püsimises on membraanefektil oluline roll (vt joonis 3.8).



Joonis 3.8 *Näide vahelae läbipaindest Prantsusmaal kehtivate reeglite kohase põlengustsenaariumi korral*

Metoodikat, mis põhineb selle projekti käigus välja töötatud avatud parkla komposiitvahelae 3D mudelil, kasutati edaspidi Prantsusmaal erinevates tulepüsivusalastes projektides tulekaitseta teraskarkassiga avatud parklate stabiilsuse kontrollimiseks. Selle metoodika aluseks on komposiitvahelae membraanina toimimine. Selle metoodika paremaks rakendamiseks praktilises projekteerimises koostati abitabelid [38], mille põhjal saab valida terasest standardprofiile, betoonplaadi paksust ja armatuurvõrke vastavalt koormusele ja raami skeemile (vt tabel 3.1).

Tabel 3.1 Abitabel avatud parklate tulepüsivusarvutusteks



Plaadi sille: 2.5 m
Abitala sille: 7.5 m
Peatala sille: 7.5 m
Postide samm: 7.5 m

Koormus (v.a. omakaal) :
- Standardtasand:
  - alaline: 0.20 kN/m²
  - muutuv: 2.50 kN/m²
- Ülemine tasand:
  - alaline: 1.45 kN/m²
  - muutuv: 2.50 kN/m²
- Fassaadi omakaal: 7.5 kN/m

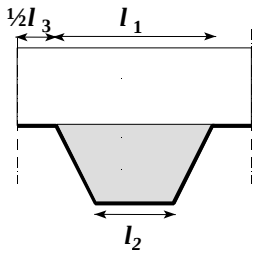
Parkimiskohtade orientatsioon:
- Abitaladega risti

Puhas kõrgus terastala all 2.1 m .

Abitala ristlõike minimaalne suurus	Standardtasand	IPE240
	Ülemine tasand	IPE270
Peatala ristlõike minimaalne suurus	Standardtasand	IPE400
	Ülemine tasand	IPE450
Posti ristlõike arvutus	Kasutatavad profiilid	HEA, HEB ja HEM
	Maksimaalne koormus (**)	0.35
Nõuded betoonplaadile	Plaadi kogupaksus	>120 mm & <140 mm
	Profiilpleki maks. kõrgus	62 mm
	Minimaalne profiilpleki ribi kompaktsus (*)	0.393
	Minimaalne teraspleki paksus	0.75 mm
	Minimaalne armatuurvõrgu mõõt	ϕ7 150 mm x150 mm
	Armatuurvõrgu asukoht	30 mm plaadi pealispinnast

(*) Profiilpleki ribi kompaktsus

$$\frac{(\ell_1 + \ell_2)}{2(\ell_1 + \ell_3)}$$



(**) Koormatusaste: tulekahjuolukorra koormuse ja tavaolukorra koormuse suhe

4 NÄITEID REAALSETEST TULEKAHJUOLUKORDADEST ERINEVATES MAADES

Kahest reaalsest tulekahjust varastel 1990-ndatel (Broadgate and Churchill Plaza) sai palju andmeid selle kohta, kuidas nüüdisaegsed teraskarkasshooned tulekahjuolukorras käituvad. Nendest tulekahjudest saadud kogemused mõjutasid oluliselt ettekujutust sellest, kuidas hooneid tulepüsivuse seisukohalt peaks projekteerima ning viisid lõpuks Cardingtoni katseteni.

Hoonete toimimisest tulekahjuolukorras on saadud andmeid ka Austraalias ja Saksamaal läbi viidud katsetest suuremõõtmeliste mudelitega. Nii Austraalias kui ka Uus-Meremaal on välja töötatud arvutusmeetodid terase kasutamiseks mitmekorruselistes karkasshoonetes ilma tulekaitseta.

4.1 Broadgate

1990. aastal puhkes tulekahju pooleliolevas 14-korruselises büroohoones Londonis Broadgate'i arenduspiirkonnas[6]. Tuli süttis hoone esimesel korrusel, temperatuur tõusis hinnanguliselt üle 1000 °C.

Vahelae kandekonstruktsioon koosnes terassõrestikest ja -taladest, mis koos betoonist vahelaeplaadiga toimisid komposiitkonstruktsioonina. Vahelae projekteeritud tulepüsivus oli 90 minutit. Tule süttimise ajal oli ehitus pooleli ning lõpetamata oli ka terase passiivse tulekaitse paigaldus. Sprinkler ja muud aktiivsed tulekaitse abinõud ei olnud veel töökorras.

Pärast tulekahju lõppu tehti metallurgiliste meetoditega kindlaks, et tõenäoliselt ei tõusnud tulekaitseta teraselementide temperatuur üle 600 °C. Samasuguse uuringu tulemusel võib arvata, et teraselementidevahelistes poltliidetes olevate poltide temperatuur ei tõusnud üle 540 °C.

Deformeerunud vahelae teraselementide läbipaine oli vahemikus 270 mm kuni 82 mm. Selle vahemiku suuremate väärtuste poolel olevate läbipainetega elementidel esines tugede piirkonnas ka kohaliku stabiilsuse kaotust. Sellest võib järeldada, et talade töötamist mõjutas olulisel määral soojuspaisumist takistavate sidemete jäikus. Sellisteks sidemeteks on ümbritsevad konstruktsioonid, mille temperatuur on oluliselt madalam kui tulega kokkupuutuval terasel. Soojuspaisumist takistavad sidemed tekitasid talas survejõu, mis omakorda *P-delta* efekti tõttu suurendas läbipainet. Tala alumise vöö ja seina stabiilsuse kadu toelähedases piirkonnas toimus survejõu ja toesõlme paindejäikusest põhjustatud negatiivse paindemomendi koosmõjul.

Kuigi näha oli naaberkonstruktsioonide põhjustatud sidemete ebasoodne mõju terastaladele, ei paistnud otseselt välja võimalikud soodsad mõjud, sest selles tulekahjus jäi terase temperatuur suhteliselt madalaks. Kõrgema temperatuuri juures ilmnevad soodsad mõjud oleksid tõmbeelemendina (trossina) käitumine talade puhul ning membraanina käitumine komposiitplaadi puhul.

Terassõrestike sille oli 13,5 m, nende maksimaalne jäävläbipaine pärast tulekahju 552 mm; mõningatel sõrestikeelementidel oli stabiilsuse kao tunnuseid. Kokkuvõtteks võib öelda, et soojuspaisumise takistamine sõrestike naaberelementide poolt

kombineeritult ebaühtlase soojenemisega tekitas täiendavaid survejõudusid, mis põhjustasid mõningate sõrestikeelementide stabiilsuse kadu.

Tulekahju ajal olid mõned postid ilma tulekaitseta. Need deformeerusid tulekahju ajal ning lühenesid ligikaudu 100 mm võrra (vt joonis 4.1). Postid paiknesid teiste palju suurema ristlõikega postide kõrval, millel jäävdeformatsioone ei avastatud. Oletati, et need deformatsioonid olid tingitud samuti takistatud soojuspaisumisest. Soojuspaisumist takistas jäik postidega ühendatud tala väljaspool põlenguala hoone ülemise laeplaadi tasandis.

Joonis 4.1 *Posti stabiilsuse kaotus ja tala deformatsioonid Broadgate'i põlengus*

Kuigi mõned postid deformeerusid, ei olnud hoonel otsest varinguohtu. Võis järeldada, et põlengu käigus jaotati koormus temperatuuri mõjul nõrgestatud elementidelt ümber jahedamatele hooneosadele ning muutunud skeemiga karkass suutis koormust kanda.

Tulekahju tagajärjel tekkisid komposiitvahelaele suured kuni 600 mm ulatuvad jäävläbipainded (vt joonis 4.2). Pärast põlengut leiti kohati purunenud armatuuri, mõnes piirkonnas oli profiilplekk betoonist eraldunud. Selle põhjuseks võis pidada auru eraldumist betoonist koos materjalide erineva soojuspaisumisega.

Talade ja postide ühendussõlmedes kasutati nii otsaplaadiga kui ka nurkrauast klambriga liidet. Põlengu lõppedes selgus, et ükski liidetest ei olnud vaatamata nähtavatele deformatsioonidele purunenud. Klambriga liidetes olid mõningad poldiaugud deformeerunud. Ühes otsaplaadiga liites olid kaks poltidest purunenud; ühes teises oli otsaplaat ühel pool tala purunenud, kuid liide suutis siiski põikjõudu edasi anda. Nende deformatsioonide peamiseks põhjuseks peetakse jahtumisel tekkivat tõmbejõudu talas.

Pärast põlengut asendati konstruktsioonid umbes 40 m × 20 m suurusel pinnal, kuid on oluline märkida, et konstruktsioonide purunemist ja varingut ei toimunud ja vahelaeplaat säilitas kogu põlengu ajal terviklikkuse. Põlengu rahalised kahjud ületasid 25 miljonit naela, millest vähem kui 2 miljonit kulus karkassi ja vahelae parandamiseks; ülejäänu kulus suitsukahjustuste likvideerimiseks. Konstruktsioonide parandamine kestis 30 päeva.

Joonis 4.2 *Deformeerunud vahelagi (läbipaine umbes 600 mm)*

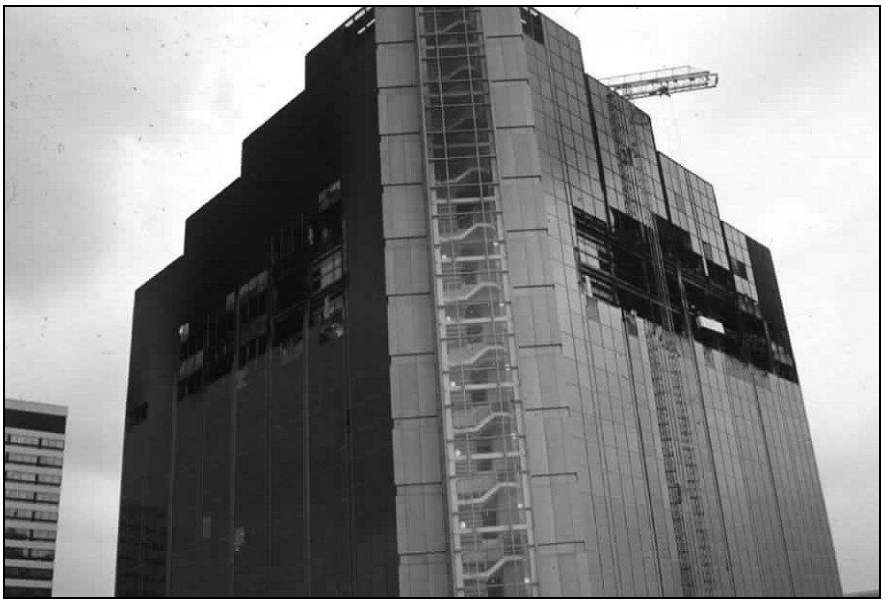
4.2 Churchill Plaza hoone, Basingstoke

1991. aastal toimus põleng Mercantile Credit Insurance'i hoones Churchilli väljakul Basingstoke'is. 12-korruseline hoone valmis 1988. aastal. Karkassipostide tulekaitse oli plaatmaterjalist, komposiittalad olid tulekaitseks võõbatud. Komposiitvahelae alumine pind oli tulekaitseta. Konstruktsioonide projekteeritud tulepüsivusaeg oli 90 minutit.

Tuli süttis üheksandal korrusel ja levis klaaside purunemise järel kiiresti kümnendale ja üheteistkümnendale. Põlengu ajal toimis konstruktsioonide tulekaitse hästi ning jäävdeformatsioone teraskarkassi ei tekkinud. Põlengut võis pidada suhteliselt "jahedaks", sest purunenud fassaadiklaasidest sissetungiv tuul ventileeris põlevat piirkonda. Tulekaitsega liited ei deformeerunud.

Mõningates kohtades oli näha, et kalasabaprofiiliga plekk oli eraldunud betoonist (sarnaselt põlenguga Broadgate'is). Kõige rängemalt tule poolt mõjutatud piirkonnas tehti konstruktsioonide koormuskatse 1,5-kordse arvutusliku koormusega. Katse tulemusena selgus, et plaadi kandevõime vastab nõuetele ning vahelage võib remontimata kasutada.

Tulekaitsega teraskarkass ei saanud põlengus vigastada. Taastamise kogumaksumus ületas 15 miljonit naela, millest suurem osa kulus suitsukahjustuste kõrvaldamiseks (nii nagu Broadgate'i põlengus). Taastamise käigus paigaldati hoonesse sprinklerid.



Joonis 4.3 *Churchilli väljak, Basingstoke pärast tulekahju*

4.3 Austraalia tulekatsed

Paljude aastate jooksul on BHP – Austraalia suurim terasetootja – uurinud ja avaldanud uuringuaruandeid teraskarkasshoonete tulepüsivuslahenduste kohta [7,8]. Mitmed spetsiaalselt selleks ehitatud täismõõtmeliste hoonete tulekatsed on läbi viidud Melbourni Laboratooriumis, kus uuriti spordihallide, parklate ja büroohoonete tulekindlust. Büroohoonete uurimisprogramm keskendus Melbourni ärikeskuses planeeritavale suuremahulisele rekonstrueerimisprojektile.

4.3.1 William Streeti tulekatsed ja projekteerimislahendus

1971. aastal valmis Melbourne'i kesklinnas William Streetil 41-korruseline hoone, mis oli Austraalia kõrgeim. Hoone oli ruudukujuline sisemise tsentraalse kandva südamikuga. Hoonesse paigaldati sprinkler. Südamikku ümbritsev teraskarkass ja välisseinapostid valati kaitseks tule eest betooni. Talad ja komposiitplaadi alapind olid kaitstud asbestipõhise materjaliga. Rekonstrueerimise käigus 1990. aastal ohtlik materjal eemaldati.

Vahelae konstruktsiooni projekteerimisel sai määravaks kasutuspiirseisund. Seetõttu oli vahelae konstruktsioonidel tavalise temperatuuri juures kandevõimevaru, mis võimaldas konstruktsioonidel tulekahjuolukorras temperatuuri mõjusid paremini taluda.

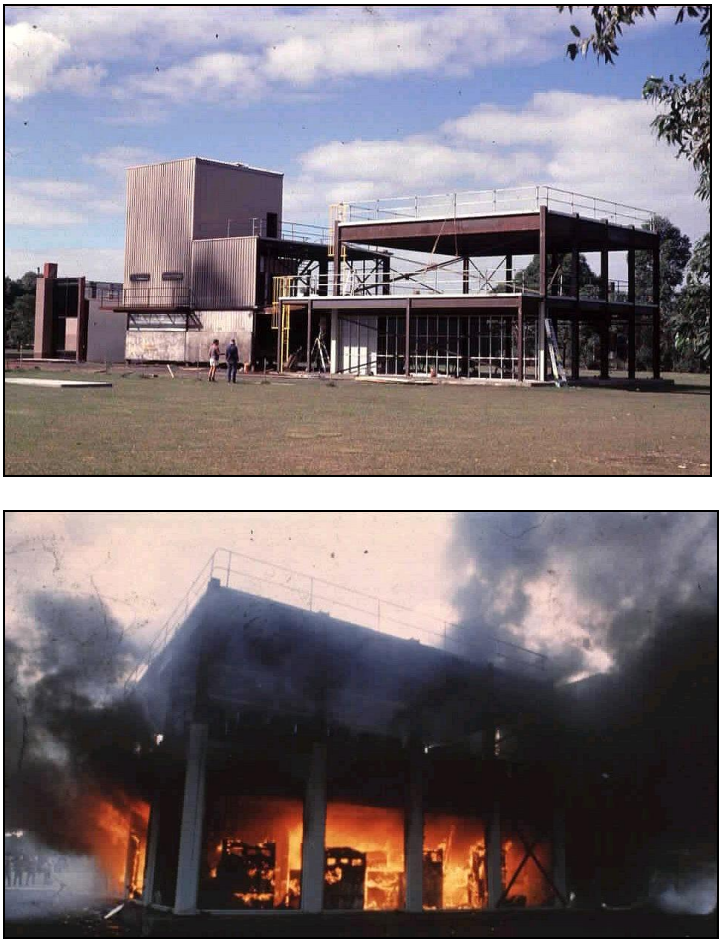
Rekonstrueerimise käigus esitati konstruktsioonidele nõutavaks tulepüsivusajaks 120 minutit. Tavapäraselt tähendaks selline nõue terastalade ja komposiitplaadi profiilpleki katmist tulekaitsega (nüüd on eeskirjad Austraalias muudetud ja komposiitplaadi alumine pind võib ka 120 minuti nõude juures jääda katmata). Lisaks sellele plaaniti täiustada sprinklersüsteemi.

Hoone rekonstrueerimise ajal 1990. aastal olid Austraalia vastavates ametkondades arutluse all hoonete tulepüsivusnõuded. Selle käigus viidi läbi ka William Streeti hoone riskianalüüs, et hinnata, kas teraskarkassi kaitsmine tule eest ja sprinklersüsteemi täiustamine on vajalikud. Riskianalüüsi käigus hinnati kahte olukorda. Esiteks seda, et kehtivatele tulepüsivusnõuetele vastab hoone ilma täiendavate abinõudeta. Teisel juhul eeldati, et taladel ja komposiitplaadi aluspinnal ei ole tulekaitset ja säilitatakse esialgne sprinklersüsteem. Teisel juhul arvestati ka hoone

signalisatsiooni ja hooldussüsteemide töötamisega. Oli olemas ametkonna nõusolek, et kui teise olukorra riskianalüüs ei anna ebasoodsamat tulemust kui esimene, siis võib aktsepteerida esialgset sprinklersüsteemi ning jätta talad ja plaadi alumine pind tulekaitseta.

Teise olukorra riskianalüüsi käigus korraldati neli tulekatset. Eesmärk oli hinnata põlengu iseloomu, olemasoleva sprinklersüsteemi toimimist, tulekaitseta komposiitplaadi ja tulekaitseta talade vastupidavust tegelikes tulekahjutingimustes ning suitsu ja mürgiste gaaside levikut.

Katsed tehti uurimiskeskuses Melbourne Laboratories of BHP Research spetsiaalselt selleks ehitatud katsehoones (vt joonis 4.4). Katsehoonega simuleeriti uuritava hoone tüüpilist korrusekõrgust nurgasektsiooni plaanimõõtmetega 12 m × 12 m. Katsehoone välisseina äärde sisustati tüüpiline büroo plaanimõõtmetega 4 m × 4 m. Bürooruumi piireteks olid kipsplaatidest siseseinad, aknad välisseintes, uks ja katsemaja fassaad. Kasutuskoormus moodustati veega täidetud paakidest.



Joonis 4.4 *BHP katsemaja enne tulekatset ning tulekatse ajal*

Kokku tehti neli katset. Kahes esimeses katsetati esialgse sprinklersüsteemi toimimist. Katses 1 süüdati tuli büroosektsioonis ja sprinkler käivitus automaatselt. Büroo tulekahjuolukorra koormus oli 52 kg/m^2. Keskkonnatemperatuur tõusis 60 °C-ni, enne kui sprinklerid käivitusid ja kustutasid tule. Katses 2 süüdati tuli büroost väljaspool nelja sprinkleri vahel neist kõigist võrdsel kaugusel. Selles alas oli tulekahjuolukorra koormuseks 53,5 kg/m^2. Keskkonnatemperatuur jõudis 118 °C-ni, enne kui sprinklerid avanesid ja kustutasid põlengu. Need kaks katset näitasid, et kasutatud esialgne sprinklersüsteem oli piisav.

Katses 3 anti hinnang komposiitplaadi termilisele ja mehaanilisele toimimisele. Plaati kandvad avadega talad olid osaliselt tulekaitsega kaetud. Põleng algas büroosektsioonist väljaspool avatud alas ja põlengul lasti areneda väljalülitatud sprinkleritega. Maksimaalseks keskkonnatemperatuuriks mõõdeti 1254 °C. Tuli kustutati pärast seda, kui keskkonnatemperatuur oli saavutanud oma maksimaalse väärtuse ja hakkas langema. Kasutuskoormusega koormati plaati. Maksimaalseks temperatuuriks komposiitplaadi pealispinnal mõõdeti 72 °C. Plaadi alapind oli osaliselt kaitstud ripplaesüsteemiga, mis jäi põlengu jooksul paigale.

Katses 4 jäeti avadega terastalad tulekaitsega katmata ja tuli süüdati büroosektsioonis. Tuli ei levinud büroost avatud alasse, vaatamata sellele, et ventilatsiooni parandamiseks purustati käsitsi aken büroosektsiooni välisseinas. Seepärast oli vaja tuli uuesti süüdata büroovälises avatud alas. Maksimaalne mõõdetud keskkonnatemperatuur oli 1228 °C, maksimaalne terase temperatuur 632 °C mõõdeti talas ripplae kohal. Tuli kustutati, kui oli selge, et maksimaalne keskkonnatemperatuur on saavutatud. Talad ja vahelaeplaat olid tule eest osaliselt ripplaega varjatud. Avadega tala silde keskel mõõdetud läbipaine oli 120 mm, mis pärast tala jahtumist suures osas kadus.

Tuletõkkesektsiooni paigaldati lihtsate kiirguskaitse kilpide mõju. Ühte posti kaitsti roostevabast terasest lehega, teist alumiiniumi ja terase sulamist lehega ning kolmas jäi referentspostina kaitsmata. Maksimaalsed mõõdetud temperatuurid postides olid vastavalt 580 °C, 427 °C ja 1064 °C, millest võis järeldada, et madala põlemiskoormuse puhul pakuvad lihtsad kiirguskaitsekilbid teraselementidele piisavat kaitset.

Nende nelja katse põhjal oli võimalik järeldada, et kasutatud esmane sprinklersüsteem oli piisav ja selle toimimisel ei ole vaja terastalasid ega komposiitplaadi alapinda tulekaitsematerjaliga katta. Reaalse tulekahju tingimustes ei teki William Streeti hoone vahelae konstruktsioonides ülemääraseid deformatsioone, kui temperatuurid jäävad katsetes mõõdetud piiridesse.

Temperatuuri tõusu terastalas mõjutas ripplaesüsteem, mis püsis suuremate vigastusteta kogu põlengu ajal.

Uuritava suure kesklinna büroohoone omanik oli Austraalia suurim kindlustuskompanii, kes oli ka uuringute initsiaator ning rahastas katseprogrammi. Kohalik päästeamet aktsepteeris katsetulemuste põhjal tehtud analüüsi tulemusi ning lubas loobuda teraskonstruktsioonide passiivsest tulekaitsest, kui kasutatakse esmaseid sprinklersüsteeme ning katses olnud ripplaesüsteemi.

4.3.2 Collins Streeti tulekatsed

Melbourne'i Collins Streetile projekteeritava teraskarkassiga hoone ühe sektsiooni simuleerimiseks ehitati katseseade. Katse eesmärk oli mõõta temperatuure tüüpilise büroomööbli põlemise põhjustatud tulekahju ajal.

Tüüpilise büroomööbliga sisustatud tuletõkkesektsiooni mõõtmed olid 8,4 m × 3,6 m, mööbliga moodustatud tulekahjuolukorra koormus jäi vahemikku 44 kuni 49 kg/m^2. Katsealasse paigaldati tulepüsivusklassita ripplaesüsteem, mille põhimaterjaliks olid kips ja klaaskiudkangas. Uuritava tuletõkkesektsiooni laeks oli koormamata raudbetoonplaat. Katse käigus mõõdeti temperatuure terastalades raudbetoonplaadi ja ripplae vahel. Mõõdeti ka kolme sisemise posti temperatuure. Kaks nendest postidest olid kaitstud tule eest alumiiniumfooliumi ja terasplekiga, mis toimis lihtsalt kiirguskaitsena; kolmas post oli tulekaitseta. Ehitati ka kolm koormamata välisseinaposti, mis paigaldati välisseina akendest 300 mm kaugusele.

Tulepüsivusklassita ripplaesüsteem töötas efektiivse tuletõkkena, hoides terastalade temperatuuri madalal. Katse vältel jäi ripplagi suurel määral kahjustusteta ning püsis algsel kohal. Ripplae all oli temperatuur vahemikus 831 °C kuni 1163 °C, madalaim temperatuur mõõdeti purunenud akende läheduses. Lae kohal mõõdetud temperatuurid olid vahemikus 344 °C kuni 724 °C, kõrgeim temperatuur oli ripplae vigastatud kohtade piirkonnas. Maksimaalne terastala temperatuur oli 470 °C.

Koormamata postidel, millel ei olnud tulekaitset, mõõdeti maksimaalseks temperatuuriks 740 °C, tulekaitsega postidel 403 °C. Kaitseta väliste postide maksimaalne temperatuur oli 490 °C.

Selle katse tulemusena selgus, et talade ja väliste postide temperatuur jäi piisavalt madalaks, et õigustada tulekaitseta teraskarkassi kasutamist, ja nii nagu William Streeti katseteski osutus väga tõhusaks kaitseks tulekindluse klassita ripplagi.

4.3.3 Austraalias läbi viidud uuringute kokkuvõte

Austraalias tehtud katsete ja sellega seotud riskianalüüsi kokkuvõtteks võib öelda, et juhul kui mitmekordses büroohoones on usaldusväärne sprinklersüsteem, tagavad tulekaitseta talad suurema turvalisuse kui samasugune hoone, millel on täielikult Austraalia ehitusnormidele vastav passiivne tulekaitse. Kuni 1999. aasta alguseni said Austraalias vastava ametkonna heakskiidu kuus sellise sprinklersüsteemiga ja tulekaitseta teraskarkassiga 12–41 korrusega hoonet.

4.4 Tulekatsed Saksamaal

1985. aastal viidi läbi tulekatse neljakorruselises teraskarkassiga näidishoones Saksamaal Stuttgart-Vaihingeni ülikoolis [(9)]. Pärast tulekatset võeti hoone kasutusele büroo- ja laborihoonena.

Hoone konstruktsioonides kasutati palju erinevaid terasest ja betoonist komposiitelemente. Näiteks veega täidetud postid, osaliselt sissebetoneeritud postid, betooniga täidetud postid, komposiittalad ja erineva lahendusega komposiitplaadid.

Põhiline tulekatse tehti neljandal korrusel tuletõkkesektsioonis, mis moodustas umbes ühe kolmandiku korruse pindalast. Põlemiskoormus moodustati puitlatiriitadest ning gravitatsiooniline koormus veega täidetud paakidega. Katse ajal tõusis keskkonnatemperatuur üle 1000 °C, vahelaetalade temperatuuriks mõõdeti kuni 650 °C. Katsejärgsel vaatlusel selgus, et betoon tala seinte ümber oli mõnes kohas pragunenud ja kihtidena terasest eemaldunud, tehes kohati nähtavaks armatuuri. Siiski pidasid talad põlengule väga hästi vastu ilma märgatavate jäävdeformatsioonideta. Välistel ning sisemist südamikku ümbritsevatel postidel ei olnud märke jäävdeformatsioonidest. Komposiitplaadi maksimaalne läbipaine oli kuni 60 mm, seejuures säilitas plaat põlengu ajal üldise terviklikkuse.

Pärast tulekatset hoone taastati. Tööde käigus asendati vigastatud välisseinapaneelid, vigastatud osa vahelaeplaatide profiilplekist ja talade vöödevahelisest betoonist. Lõpuks selgus, et hoone taastamine oli majanduslikult õigustatud.

4.5 Eksperimentaalsed uuringud normaaltemperatuuril

Peatükis 5 esitatud lihtne arvutusmeetod tugineb teoreetilistele mudelitele, mis on arendatud välja arvutusteks normaaltemperatuuril ning katseliselt kontrollitud. Alates 1961. aastast on läbi viidud mitmeid katseid selliste betoonplaatide membraanina toimimise uurimiseks, millel ei ole horisontaaltasandis sidemeid [(15, 18, 22, 23, 24)].

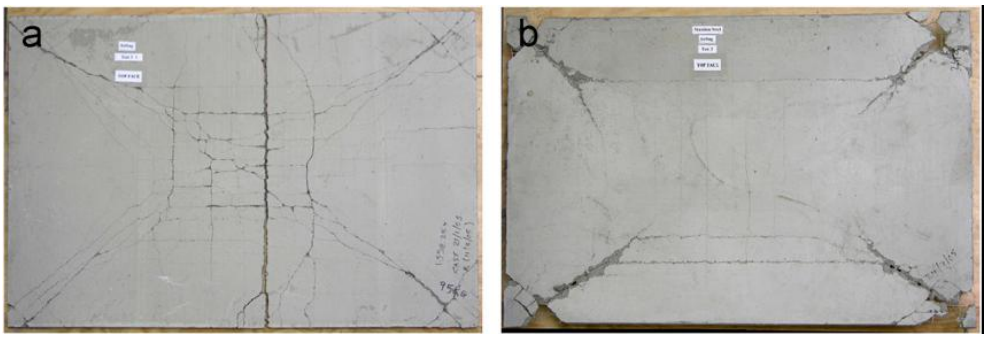
Kõikides nendes katsetes oli katsekeha purunemise põhjuseks plaadi lühemat sillet läbivad praod läbi kogu plaadi paksuse. Membraanina toimimine oli kõikides katsetes jälgitav (vt tabel 4.1).

Tabel 4.1 *Lihtsa arvutusmeetodi võrdlus normaaltemperatuuril tehtud katsetega* [26]

Viide	Katse nr.	Plaadi mõõtmed (m)	Joon-liigendile vastav koormus (kN/m^2)	Katse-koor-mus (kN/m^2)	Katses ilmnenud lisakande-võime	Arvutuslik parandustegur
Hayes & Taylor[22]	R11	0,914x0,914	15,43	31,97*	2,07	2,07
	R12	0,914x0,914	55,64	89,0*	1,60	2,11
	R13	0,914x0,914	29,05	60,8*	2,09	2,09
	R21	1,372x0,914	20,24	36,48*	1,80	1,80
	R31	1,828x0,914	16,37	25,08*	1,53	1,49
Taylor, Maher & Hayes [23]	S1	1,829x1,829	23,83	42,90*	1,80	1,48
	S7	1,829x1,829	23,83	39,03*	1,64	1,68
	S9	1,829x1,829	23,83	38,13*	1,60	1,31
Sawczuk & Winnicki [18]	Tüüp 1 (α = 2.0)	2,0x1,0	20,6	38,26*	1,86	1,71
	Tüüp 2 (α = 2.0)	2,0x1,0	10,99	17,18*	1,56	1,46
	Tüüp 1 (α = 1.45)	1,6x1,1	21,04	45,13*	2,14	2,15
Wood[15]		0,610x0,610	10,45 (kN)	17,14* (kN)	1,64	1,36
BRE[20]		9,5x6,46	2,58	4,81	1,86	1,68

* tähistab seda, et plaadi purunemist ei toimunud.

Hiljuti tegid Bailey ja Toh 22-katselise seeria horisontaalselt sidemetega kinnitamata väikeste betoonplaatidega, mille küljemõõtude suhe oli 1,0 või 1,55, [27]. Tehti kindlaks kaks erinevat purunemismudelit sõltuvalt armeerimisprotsendist, küljemõõtude suhtest ja armatuuri venivusest. Kui enamikul nõrgalt armeeritud plaatidest oli purunemise põhjuseks lühema külje sihis oleva armatuuri purunemine (joonis 4.5(a)), siis tugevalt armeeritud plaadid ja suure venivusega armatuuriga plaadid purunesid enamasti betooni purunemisest survele plaadi nurkades (joonis 4.5(b)). Nendest katsetest saadi vajalikku teavet meetodi laiendamiseks ortotroopse armatuuriga plaatidele ning survele purunemise arvestamiseks ühe purunemismudelina.



Joonis 4.5 *Kaks tüüpilist purunemisviisi normaaltemperatuuril katsetatud plaatidel*

4.6 Eksperimentaalsed uuringud kõrgetel temperatuuridel

Lisaks seitsmele katsele, mis tehti täismõõtmelisel kaheksakorruselisel teraskarkassiga komposiitvahelagedega hoonel Cardingtonis aastatel 1996–2003[28,29], on Bailey ja Toh teinud ka väiksema mõõtkavaga mudelitel uuringuid kõrgetel temperatuuridel[27], et välja selgitada komposiitplaatide tõmbele töötava membraanina toimimist. Nende katsete tulemusel täiendati algselt Bailey ja Moore'i väljatöötatud metoodikat ning jõuti peatükis 5 esitatud variandini.

Bailey ja Toh[27] tegid seeria väiksemamõõdulisi katseid 15 horisontaalsete sidemeteta raudbetoonplaatidega, mille küljemõõtude suhe oli 1,0 või 1,55. Katsetulemuste alusel tehtud kokkvõttena võib öelda, et kui tavatemperatuuril katsetatud plaatide puhul sai purunemise kandevõimele määravaks betooni survetugevus, siis kõigi 15 tulekahjutemperatuuriga katse puhul sai kandevõimele määravaks armatuuri purunemine plaadi lühema küljega paralleelses lõikes (vt joonis 4.6).

Joonis 4.6 *Plaadi purunemispilt kõrge temperatuuriga katses*

5 LIHTSUSTATUD ARVUTUSMEETOD

Alates Johanssoni teedrajavatest töödest plastse joonliigendi mudeli alal [10] on uurijad tähelepanu pööranud sellele, et võrreldes ainult paindele töötava mudeliga, suurendab membraanjõudude arvesse võtmine arvutusmudelis raudbetoonplaadi kandevõimet [11].

Mitmed eksperimentaalsed ja teoreetilised tööd, mille eesmärk on uurida plaadi tasapinnas mõjuvate jõudude soodsat mõju plaadi kandevõimele normaaltemperatuuril, on aidanud plaadi tegelikust töötamisest paremini aru saada. Pärast eksperimentaalseid uuringuid Cardingtonis on seda teooriat laiendatud ka tulekahjuolukorrale.

Eksperimentaalsed tööd Cardingtonis ning reaalsete tulekahjude analüüs näitas, et komposiitkonstruktsioonidel on märkimisväärne kandevõime varu, s.t nende tulepüsivus on parem kui üksikute elementide standardkatsete tulemusel saadud andmed. Cardingtoni katsed näitasid, et komposiitplaati kandvad terastalad võib jätta tulekaitseta. Tööde järgmises etapis oli vaja luua praktiliseks projekteerimiseks sobivad arvutusmeetodid.

Building Research Establishmenti (BRE) uurijad arendasid Steel Construction Institute'i rahastamisel Cardingtoni katsetulemustele tuginedes lihtsustatud arvutusmeetodi vahelae komposiitplaatide projekteerimiseks [12, 13]. BRE mudelit on kontrollitud võrdluses Cardingtoni katsetulemustega ning varasemate normaaltemperatuuril tehtud katsetega. See meetod on esitatud peatükis 5.2.

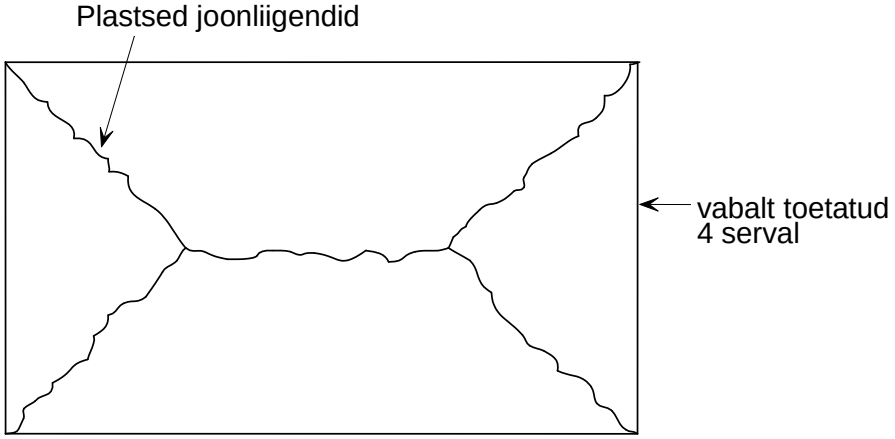
Siin esitatud lihtsustatud meetod erineb projekteerimisstandardite lihtsustatud meetoditest [32, 33], kuna see arvestab konstruktsioonielementide koostööd. Võimalik oleks tulekahjuolukorra kandevõime määramiseks kasutada ka mittelineaarset lõplike elementide meetodit, mis on aga kallim ning nõuab erioskusi ja kogemust. Siin esitatud meetodit saavad insenerid projekteerimisel kasutada, kui nad valdavad tulepüsivusarvutuse põhitõdesid.

5.1 Sissejuhatus joonliigendi ja membraanina toimimise teooriasse

Joonliigendi teooria, mille esimesena võttis kasutusele Johansson, on kandepiirseisundi teoreetiline mudel, mis põhineb alaarmeeritud raudbetoonplaatide plastsetel omadustel ning vastaval purunemispildil. Purunemismehhanism määratletakse joonliigendite paiknemisega, milles armatuur voolab ning arenevad plastsed deformatsioonid. Joonliigenditega ümbritsetud piirkonnad jäävad jäigaks ning pöördumine toimub ainult liigendites.

Joonliigendi teooria kehtimiseks tuleb välistada purunemine põikjõule, survele ning tagada armatuuri nake. Plaadi momendi-pöörde kõver peab selle mudeli realiseerumiseks olema piisava venivusega; praktikas see ei ole probleem, kuna plaadid on alati alaarmeeritud ning armatuur hakkab enne voolama, kui toimuks habras purunemine, näiteks betooni purunemine survele.

Joonliigendite asukoht servadel vabalt toetatud ruudu- või ristkülikukujulistel plaatidel on näidatud joonisel 5.1. Sellise kujuga joonliigendid on aluseks edasistele teoreetilistele kaalutlustele. Reaalsuses toetub plaat terastaladele, millel on lõplik jäikus. Selle mõju käsitletakse peatükis 6.



Joonis 5.1 *Tüüpiline joonliigendite asetus ristkülikulisel neljal serval vabalt toetatud plaadil*

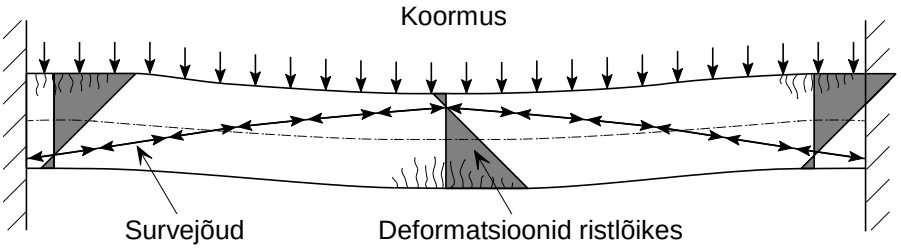
Kandevõime ülemise väärtuse saab määrata vastavalt eeldatud joonliigendite asetusele. Lahendus põhineb energeetilisel teoorial, kus välisjõudude töö jäikade piirkondade ühikpaigutisel pannakse võrduma joonliigendite pöördumisel tehtud sisejõudude tööga. Mistahes selliselt määratud purunemismudelile vastav koormus on suurem või võrdne tegeliku purustava koormusega. Seega on saadud lahendus kandevõime ülemine väärtus.

Siiski tänu plaadi membraanina toimimisele ning armatuuri tegeliku pinge suurenemisele pärast voolamist on joonliigendite teooriast saadud teoreetilise kandevõime ülemine piirväärtus tunduvalt madalam kui katsetes saadud tegelik purunemist põhjustav koormus.

Membraanina toimimine tekitab plaadi tasapinnas sisejõud, mis on määratud plaadi toetingimustega. Edaspidi vaadeldakse kaht äärmuslikku juhtu: täielikult kinnitatud ja sidemeteta plaati.

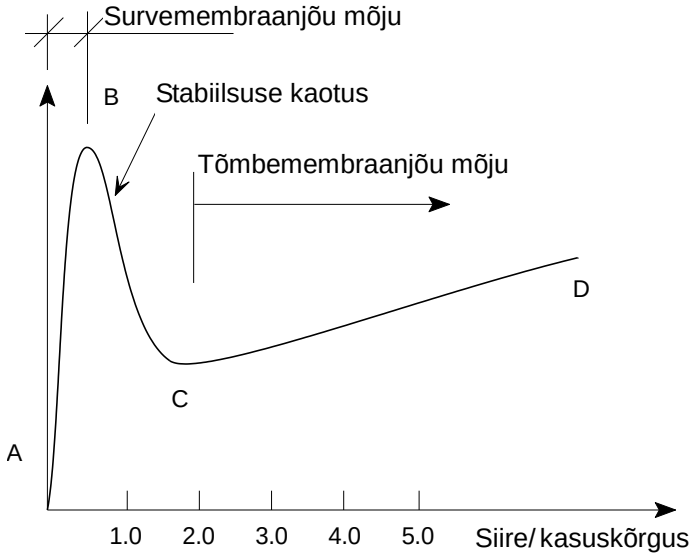
5.1.1 Oma tasapinnas täielikult kinnitatud plaat

Täielikult kinnitatud servadega plaadi membraanina toimimise tulemusel tekivad väikse algse paindedeformatsiooni tulemusel survejõud[14, 15]. Seda illustreerib ühes suunas töötava elemendi puhul joonis 5.2. Survetsooni asukoht muutub: tugedel asub survetsoon plaadi alumises servas, plaadi keskel jõuab survetsoon ülemise servani, tekitades kaareefekti ning suurendades sellega plaadi kandevõimet nii, nagu näidatud joonisel 5.3. Siiski tuleb arvestada, et kui vertikaalne läbipaine ületab väärtuse, mis vastab ligikaudu poolele plaadi paksusele, muutub kaar ebastabiilseks ja järgneb kiire kandevõime langus. Edaspidi suuremate läbipainete arenemisel tekivad plaadis membraanjõud.



Joonis 5.2 *Survejõud membraanina toimivas horisontaalsete toesidemetega plaadis*

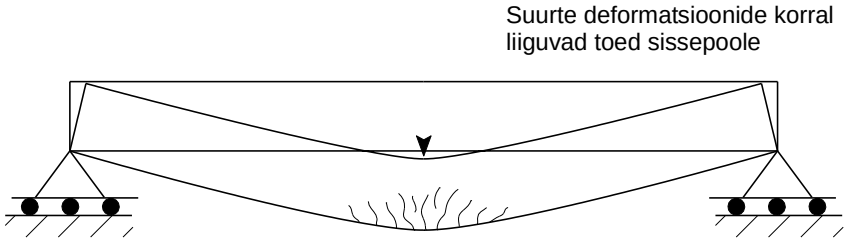
Park[14] kirjeldas survele töötava membraanina toimimist sarnaselt joonisel 5.3 kujutatuga. Esialgne suurim koormus vastab plaadi paksusest väiksema läbipainde puhul survele töötava membraani mõjule. Pärast betooni purunemist survele langeb kandevõime järsult koos läbipainde suurenemisega. Edasi suureneb koos läbipainde suurenemisega ka kandevõime kuni armatuuri purunemiseni.



Joonis 5.3 *Plaadi membraanina toimimine servadel täielikult kinnitatud plaadi puhul* [15]

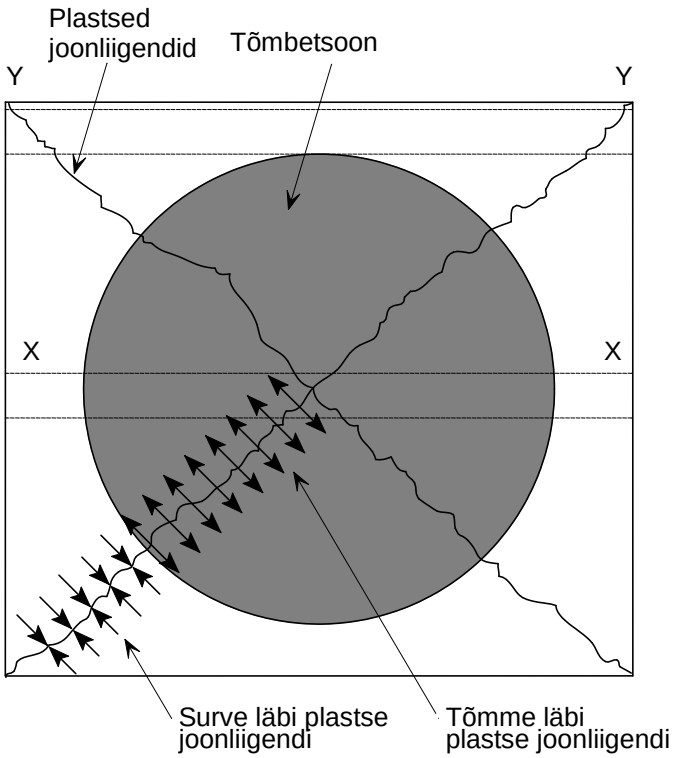
5.1.2 Oma tasapinnas sidemeteta plaat

Kui plaadi servad on vertikaalse vaba toetusega, siis on plaadi töötamine teistsugune. Membraansurvejõudusid ei saa tekkida, voolavusjärgses olukorras tekivad membraantõmbejõud. Ühes suunas töötava elemendi puhul kaasnevad suurte vertikaalsete läbipainetega elemendi horisontaalsiirded tugedel. Kui neid horisontaalsiirdeid takistatakse sidemetega, siis tekivad tõmbejõud plaadis. Ühes suunas töötava elemendi puhul on nendeks sidemeteks vaja väliseid tugesid. Kahes suunas töötava plaadi puhul, s.o vabalt vertikaaltugedega neljal serval toetatud plaadil ei ole väliseid tugesid vaja, kuna plaadis areneb sisejõududesüsteem, millel on samasugune mõju.



Joonis 5.4 *Ühes suunas töötav element*

Vaatame kahes suunas töötavat plaati, mis on toodud joonisel 5.5. Sellel plaadil on vertikaaltoed kõikidel neljal serval, kuid puuduvad horisontaalsed sidemed. Plaadi keskel olev riba, mis on tähistatud X-X, peaks lühenema nii nagu ühes suunas töötav element joonisel 5.4, kuid ribadel tähisega Y-Y ei ole sama suur vertikaalsiire ning seega ei ole neil ka põhjust lüheneda. Tasakaalu tingimusest lähtudes tekivad nende ribade kokkupuutekohas plaadi tasapinnas jõud, X-X tüüpi ribades on need tõmbejõud ja Y-Y tüüpi ribades survejõud. Kuna selline jõudude jaotus areneb kahes suunas, siis tekib plaadi keskel tõmbepingetega tsoon, mis on näidatud joonisel 5.5 hallina, ning ümber perimeetri survetsoon.



Joonis 5.5 *Membraanjõudude arenemine plaadi tasandis*

5.1.3 Membraanpingete mõju joonliigenditele

Plaadi tasapinnas tekkivad tõmbe- ja survejõud mõjutavad momente plaadi plastsetes joonliigendites, paindekandevõimet tõmbejõudude tsoonis ning suurendavad seda survejõudude tsoonis. Lisaks paindekandevõime mõjutamisele suureneb plaadi kandevõime ka tõmbele töötava membraanina töötamise arvel.

Pärast Johanssoni poolt läbi viidud plastsete joonliigendite alaseid uuringuid tegi Ockleston[11] katseid, milles koormati purunemiseni reaalmõõtmega hoonekonstruktsioone. Nendest katsetest selgus, et vahelaeplaatide kandevõime oli tunduvalt suurem, kui oli võimalik määrata plastsete joonliigendite teooria kohaselt. Nende järelduste tulemusena tekkis huvi membraanjõudude mõju vastu raudbetoonplaatide kandevõimele ning mitmed uurijad hakkasid selle teemaga järgnevatel aastatel nii eksperimentaalselt kui ka teoreetiliselt tegelema.

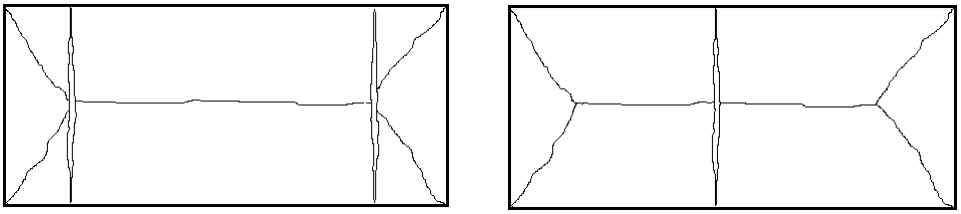
Katsed sidemeteta plaatidega näitavad, et plastsete joonliigendite asukohad ei muutu suurte deformatsioonide puhul. Purunemisseisundiks on suured praod plaadi lühema silde sihis ja armatuuri purunemine nii nagu Wood'i töödes.[15]

Membraanjõudusid arvestava arvutusmeetodi horisontaalsete sidemeteta plaadi jaoks töötasid välja Wood[15], Kemp[17], Taylor[16], Sawczuk[18], Hayes[19] ning Bailey ja Moore.[12, 13]

Wood töötas välja lahenduse vabalt toetatud ning ühtlaselt jaotatud koormusega ringikujulise plaadi jaoks. Sarnase lahenduse ruudukujuliste plaatide jaoks töötas välja Kemp. Kempi meetodis kasutati ranget jäik-plastset lahendust, kus kandevõime määratakse plaadi jäikade piirkondade tasakaalutingimustest. See võimaldab määrata membraanjõudude ja plastsete liigendite momentide väärtused plaadi läbipainde funktsioonina. Kempi teooria näitab plaadi kandevõime sõltuvust läbipaindest. Ta väidab ka, et tegelikult puruneb plaat armatuuri purunemisel või

kui betoon välimistes piirkondades puruneb, kuigi tema teooria ei püüa määrata purunemisseisundile vastavat punkti koormuse-deformatsioonikõveral.

Sawczuk võttis oma meetodis arvesse lühema silde sihis tekkivad praod. Sawczuk tegi kindlaks, et membraanjõudude muutus joonliigendeid mööda põhjustab plaadi jäikadele kolmnurksetele elementidele plaadi tasandis mõjuvaid paindemomente. Jäikade plaadiosade paindekandevõime hindamiseks eeldas Sawczuk, et mööda plaadi kesktelge tekib plastne joonliigend ning lühema silde sihis tekivad praod. Sellist pragunemist ei võta arvesse Taylori ja Kempi loodud meetod. Sawczuki energeetiline meetod vaatles kahte võimalikku pragude varianti (vt joonis 5.6). Tulemusena leidis ta, et kriitilise purunemisseisundi põhjustasid praod lühema silde sihis plastsete joonliigendite lõikumiskohas (vt joonis 5.6 (a)).



(a) Praod plastsete joonliigendite lõikepunktis

(b) Praod plaadi keskel

Joonis 5.6 *Sawczuki uuritud purunemismudelid*

Hayes märkis, et Sawczuki meetodis oli eeldatud horisontaalsete toereaktsioonide olemasolu, kuid tegelikult vabalt toetatud plaadil neid olla ei saanud. Hayes juhtis tähelepanu ka sellele, et kandevõime ei suurenenud, kui jäikade plaadiosade paindemomentide tasakaalutingimust arvesse võeti. Hayes töötas ortotroopselt armeeritud ristkülikuliste plaatide jaoks välja lahenduse, mis võttis arvesse ka tema Sawczuki meetodis kritiseeritud küsimusi ning oli kooskõlas Kempi lahendiga ruudukujuliste plaatide jaoks. Oma meetodis eeldas Hayes samuti, et lühema silde sihis on praod plastsete joonliigendite lõikepunktides. Võrreldes oma meetodit Sawczuki omaga, järeldas Hayes, et erinevused on mitteolulised. Oluline on Hayesi tähelepanek, et plaadi külgede suhte suurenemise ja samuti armatuuri ortotroopsuse suurenemisega membraanjõudude soodustav mõju väheneb.

Sawczuki eeldus, mida kasutas ka Hayes, et purunemise ajal on kaks lühema silde sihilist pragu joonliigendite lõikepunktide kohal, on vastuolus mitmete BRE 2000. aastal läbiviidud katsete tulemustega [20]. Seepärast muutsid Bailey ja Moore[12, 13] Hayes'i meetodit ja võtsid oma meetodis tasakaalutingimuste aluseks üksiku prao plaadi keskel (vt joonis 5.7 (b)). Selline pragudepilt vastas nii tavatemperatuuril kui ka tulekahjuolukorras tehtud katsetes esinenud purunemispildile. Bailey ja Moore'i meetodi tuletuskäiku on kirjeldatud peatükis 5.2. Algselt oli see mõeldud isotroopse armatuuri jaoks, kuid seda on täiendatud, et võtta arvesse ortotroopne armatuur ning tõmbele töötavate terastalade mõju. [21].

5.2 Komposiitplaatide kandevõime arvutus lihtsustatud meetodiga

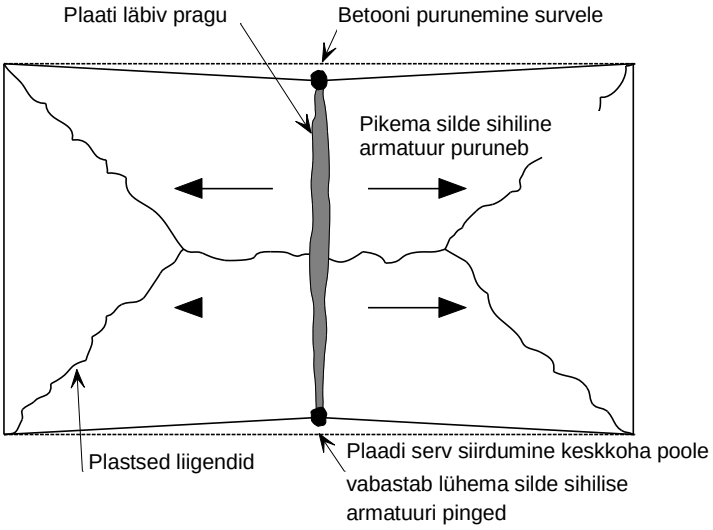
Selles peatükis kirjeldatakse lihtsustatud arvutusmeetodit ristkülikuliste komposiitplaatide projekteerimiseks. Meetodit on arendatud paljude aastate jooksul. Esialgne versioon [12, 13] oli kasutatav ainult isotroopse armatuuriga ja käsitles ühte armatuuri purunemist lühema silde sihis olevas lõikes (vt joonis 5.7 (a)). Hiljem

väljatöötatud versioonid[21, 25] lubasid lahendada ka ortotroopse armatuuriga plaate ning arvestasid betooni survele purunemise võimalusega plaadi nurkades (vt joonis 5.7 (b)).

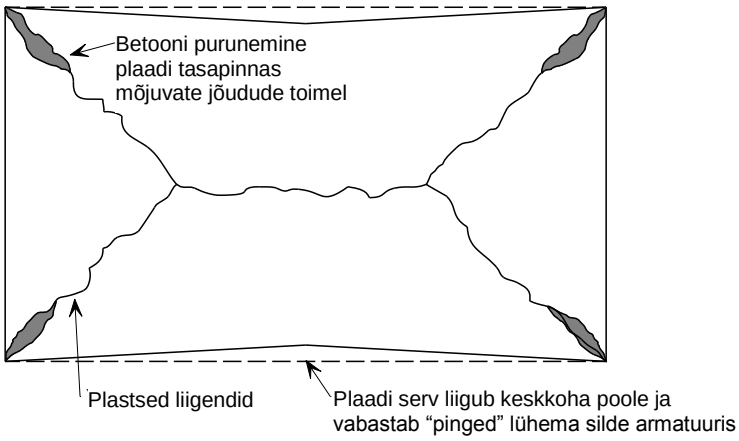
5.2.1 Kandevõime arvutus

Kahes suunas töötava vabalt toetatud ilma horisontaalsete toesidemeteta kandevõime on suurem kui see väärtus, mille saame arvutades tavalise plastse joonliigendi teooria kohaselt. Tavaline plastse joonliigendi teooria ei arvesta tõmbele töötava membraani efekti suurte läbipainete juures ja plastse liigendi momendi suurenemist plaadi välimistes piirkondades, kus plastsete joonliigendite kohal tekivad survepinged (vt joonis 5.8).

Kandevõime suurenemise eelduseks on, et piirolukorras on joonliigendite asukohad sellised nagu joonisel 5.7 (a) ja plaadi purunemine toimub armatuuri tugevuse ammendumise tõttu plaadi lühema küljega sihilises lõikes, mis asub plaadi keskel. Mõningatel juhtudel võib plaadi kandevõimele määravaks saada ka betooni purunemine plaadi nurkades, kus plaadi tasandis tekivad suured survejõud (vt joonis 5.7 (b)). Seda purunemismudelit analüüsitakse peatükis 5.3.



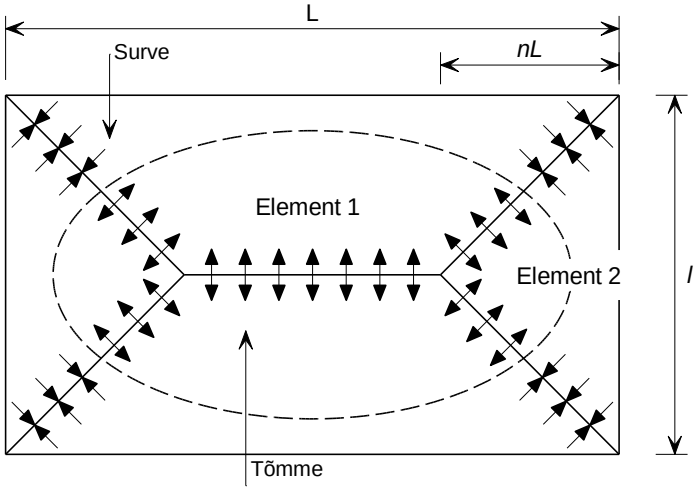
(a) Armatuurvõrgu purunemine tõmbele



(b) compressive failure of concrete

Joonis 5.7 *Komposiitvahelagede eeldatavad purunemisviisid*

Esimene purunemisviis realiseerub siis, kui betooni survetugevus on suurem kui tõmbearmatuuri tugevus. Teise purunemisviisi eelduseks on tõmbearmatuuri suurem tugevus võrreldes betooni survetugevusega, mille tulemusel puruneb betoon plaadi nurkades survele.



Joonis 5.8 *Plaadi tasandis plastsete joonliigendite kohal mõjuvad membraanjõud neljalt küljelt vabalt toetatud ristkülikulisel plaadil*

Joonisel 5.8 on esitatud perimeetril vabalt toetatud ristkülikuline plaat koos eeldatava plastsete joonliigendite kujutisega ühtlaselt jaotatud koormuse puhul. Joonliigendite lõikepunkt määratakse parameetri n abil, mis arvutatakse üldise plastsete joonliigendite teooria abil nii:

$$n = \frac{1}{2\mu a^2}\left(\sqrt{3\mu a^2 + 1} - 1\right) \qquad (5\text{-}1)$$

kus

a on plaadi küljepikkuste suhe (L/l),

μ on plaadi ortogonaalsete suundade plastse paindekandevõime väärtuste suhe (on alati väiksem või võrdne 1,0-ga).

Lühemaks küljeks loetakse külg, mille paindekandevõime on väiksem ja ortograafia koefitsient (μ) on alati väiksem või võrdne ühega. Seega peaks kehtiva teooria kohaste joonliigendite puhul olema n maksimaalne väärtus 0,5.

Selliste plastsete joonliigendite puhul peaks mehhanismi kandevõime olema määratav järgneva avaldisega:

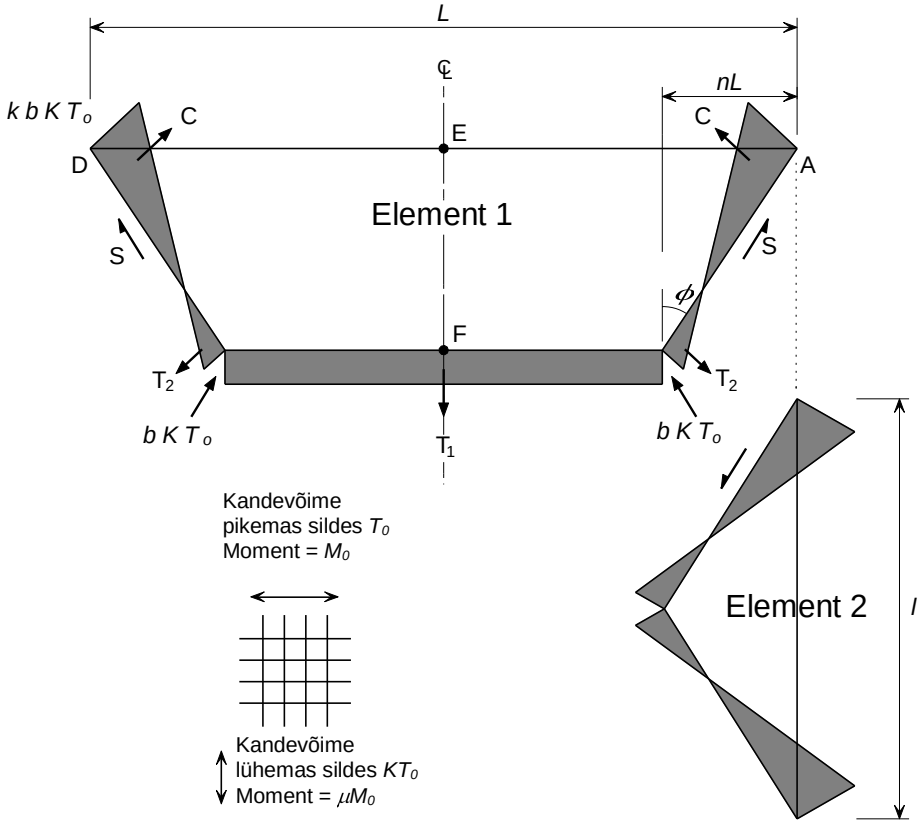
$$P = \frac{24\mu M}{l^2}\left[\sqrt{3 + \frac{1}{a'^2}} - \frac{1}{a'}\right]^{-2} \qquad (5\text{-}2)$$

kus

a' =

$$a' = \sqrt{\mu}\, a$$

Hayes[19] juhtis tähelepanu sellele, et plaadi jäik-plastse töötamise korral eeldatakse jäikade kehadena käituvate plaadiosade pöördeid ja siirdeid. Veel eeldatakse, et plastsete joonliigendite kohal on nulljoon sirge ja betooni pingeepüür plaadi ristlõikes on ristkülikuline, mis tähendab, et membraanjõud muutuvad joonliigendi ulatuses lineaarselt, nagu on näidatud joonisel 5.9. Samad eeldused tegi ka Bailey[12, 26].



Joonis 5.9 *Pingete jaotus plaadi tasandis elementides 1 ja 2*

5.2.2 Parameetri *k* avaldise tuletamine

Plaadi tasandis elemendile 1 mõjuvate jõudude T_1, T_2 ja C tasakaalust saab avaldada järgmise seose:

$$S\sin\phi = (C - T_2)\cos\phi$$

ja

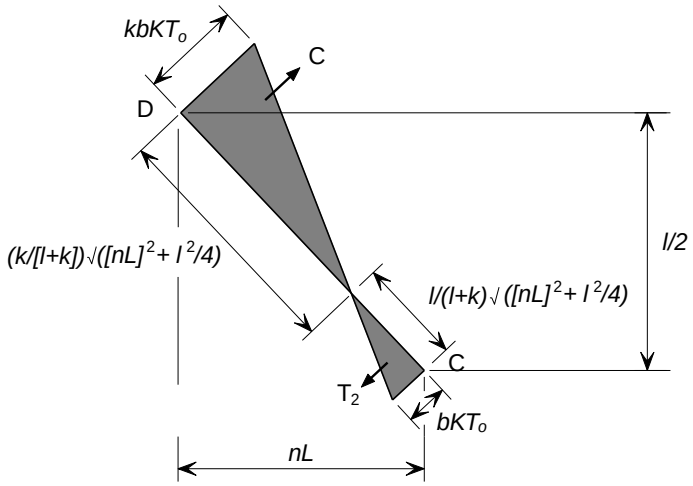
$$-S\cos\phi = (C - T_2)\sin\phi - \frac{T_1}{2}$$

Seepärast,

$$\frac{T_1}{2}\sin\phi = (C - T_2) \qquad (5\text{-}3)$$

kus

ϕ on nurk, mis määrab joonliigendite asendi.



Joonis 5.10 *Pingejaotus plaadi tasandis joonliigendi CD ulatuses*

Joonisel 5.10 on näidatud pingejaotus joonliigendi CD ulatuses. Võttes arvesse jooniseid 5.9 ja 5.10,

$$T_1 = bKT_0\,(L - 2nL)$$

$$T_2 = \frac{bKT_0}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2 + \frac{l^2}{4}}$$

$$C = \frac{kbKT_0}{2}\left(\frac{k}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2 + \frac{l^2}{4}}$$

$$\sin\phi = \frac{nL}{\sqrt{(nL)^2 + \frac{l^2}{4}}}$$

kus

b, k on membraanjõudude väärtusi määravad parameetrid,

KT_0 on armatuurvõrgu kandevõime ühikpikkuse kohta,

n on plastsete joonliigendite asendit määrav parameeter.

Pannes saadud väärtused avaldisse (1), saame

$$\frac{bKT_0(L-2nL)}{2}\frac{nL}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}} = \frac{kbKT_0}{2}\left(\frac{k}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}} - \frac{bKT_0}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}$$

Seda avaldist võib muuta parameetri nii, et saame arvutada parameetri k:

$$k = \frac{4na^2(-2n)}{4n^2a^2+1} + 1 \qquad (5\text{-}4)$$

5.2.3 Parameetri *b* avaldise tuletamine

Lähtudes armatuuri purunemisest plaadi lühema küljega paralleelses lõikes, saab tuletada avaldise parameetri *b* jaoks. Joonisel 5.11 näidatud joone EF kohal toimub armatuurvõrgu purunemine, mille tulemusena tekib pragu plaadi kogu paksuse ulatuses. Paindekandevõime ülemise väärtuse joone EF kohal olevas lõikes saab leida eeldades, et armatuuri pinged lõikes on võrdsed tõmbetugevusega (f_u) ja survepingete ploki kese asub punktis E vastavalt joonisele 5.11.

Eeldatakse, et

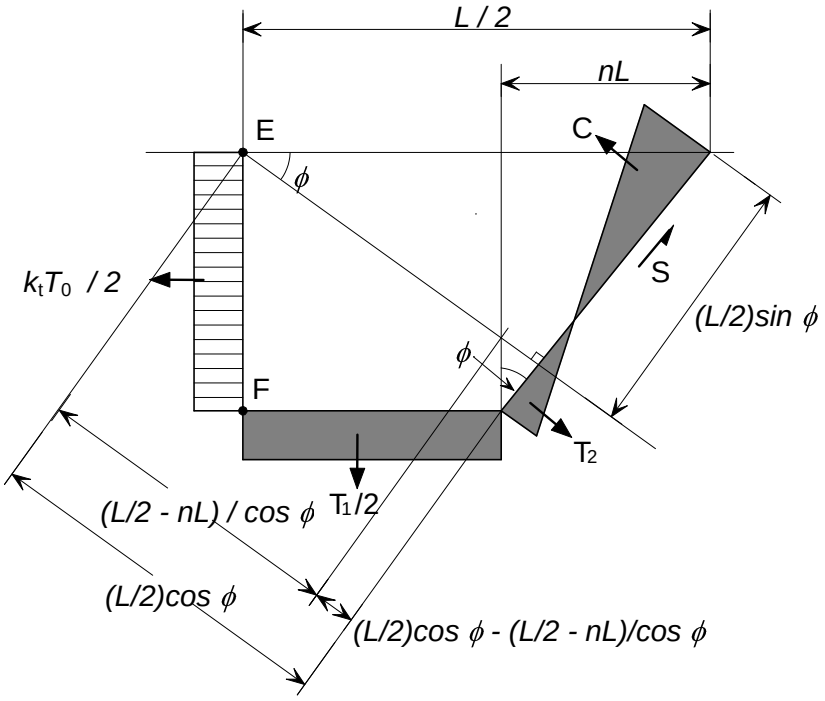
$$f_t = k_t f_{sy} \tag{5-5}$$

kus

f_y on armatuurterase voolavuspiir,

k_t on tõmbetugevuse ja voolavuspiiri suhe (f_t / f_{sy}).

Vastavalt Eurokoodeksi 2 osale 1.1 varieerub tegur k_t tavatemperatuuri arvutustes vahemikus 1,05 kuni 1,35. Tulekahjutemperatuuri puhul võetakse selle teguri väärtuseks 1,0.



Joonis 5.11 *Pingejaotuse plaadi tasandis joonel EF, kus eeldatakse purunemist*

Võttes joonisel 5.11 punkti E suhtes momendi,

$$
\begin{aligned}
&T_2\left[\left(\frac{L}{2}\cos\phi-\frac{\left(\frac{L}{2}-nL\right)}{\cos\phi}\right)\frac{1}{\tan\phi}-\frac{1}{3}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\right] \\
&+C\left[\frac{L}{2}\sin\phi-\frac{l}{3}\left(\frac{k}{k+1}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\right] \\
&+S\frac{L}{2}\cos\phi-\frac{T_1}{2}\left[\frac{1}{2}\left(\frac{L}{2}-nL\right)\right]=\frac{k_t T_o l^2}{8}
\end{aligned}
\tag{5-6}
$$

kus

$$\frac{T_1}{2}=bKT_o\left(\frac{L}{2}-nL\right)$$

$$T_2=\frac{bKT_o}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}$$

$$C=\frac{kbKT_o}{2}\left(\frac{k}{k+1}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}$$

$$S=\frac{bKT_o l}{4nL}(k-1)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}$$

$$\cos\phi=\frac{(l/2)}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}}$$

$$\sin\phi=\frac{nL}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}}$$

$$\tan\phi=\frac{nL}{(l/2)}$$

Pannes need avaldised avaldisse (5-6), saame

$$
\begin{aligned}
&\frac{bKT_o}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\left[\left(\frac{\left(\frac{l}{2}\right)}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}}\frac{L}{2}-\frac{\left(\frac{L}{2}-nL\right)}{\left(\frac{l}{2}\right)}\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\right)\frac{\left(\frac{l}{2}\right)}{nL}\right. \\
&\left.-\frac{1}{3}\left(\frac{1}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\right]
\end{aligned}
$$

$$+\frac{kbKT_o}{2}\left(\frac{k}{k+1}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\left[\frac{nL}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}}\frac{L}{2}-\frac{1}{3}\left(\frac{k}{1+k}\right)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\right]$$

$$+\frac{bKT_o l}{4nL}(k-1)\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}\frac{\left(\frac{l}{2}\right)}{\sqrt{(nL)^2+\frac{l^2}{4}}}\left(\frac{L}{2}\right)-bKT_o\left(\frac{L}{2}-nL\right)\left[\frac{l}{2}\left(\frac{L}{2}-nL\right)\right]=\frac{k_t T_o l^2}{8}$$

Mida võib teisendada, saades

$$\frac{b}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\left[\left(\frac{l^2}{8n}-\frac{\left(\frac{L}{2}-nL\right)}{nL}\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)-\frac{1}{3}\left(\frac{1}{1+k}\right)\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)\right)\right]$$
$$+\frac{b}{2}\left(\frac{k^2}{1+k}\right)\left[\frac{nL^2}{2}-\frac{k}{3(1+k)}\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)\right] \qquad (5\text{-}7)$$
$$+\frac{bl^2}{16n}(k-1)-b\left(\frac{L}{2}-nL\right)\left(\frac{L}{4}-\frac{nL}{2}\right)=\frac{k_t l^2}{8K}$$

Avaldise (5-7) võib esitada kujul

$$Ab+Bb+Cb-Db=\frac{1.1l^2}{8K}$$

Seega:

$$b=\frac{k_t l^2}{8K(A+B+C-D)} \qquad (5\text{-}8)$$

kus

$$A=\frac{1}{2}\left(\frac{1}{1+k}\right)\left[\frac{l^2}{8n}-\frac{\left(\frac{L}{2}-nL\right)}{nL}\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)-\frac{1}{3}\left(\frac{1}{1+k}\right)\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)\right]$$

$$B=\frac{1}{2}\left(\frac{k^2}{1+k}\right)\left[\frac{nL^2}{2}-\frac{k}{3(1+k)}\left((nL)^2+\frac{l^2}{4}\right)\right]$$

$$C=\frac{l^2}{16n}(k-1)$$

$$D=\left(\frac{L}{2}-nL\right)\left(\frac{L}{4}-\frac{nl}{2}\right)$$

Avaldiste (5-4) ja (5-8) abil saab arvutada plaadi tasandis mõjuvad jõud.

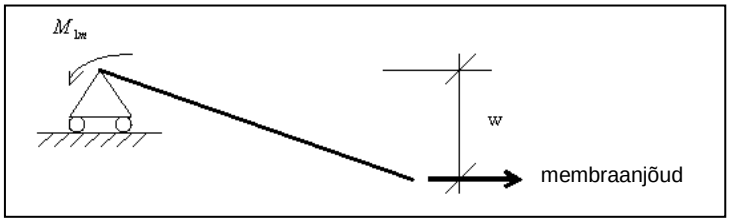
5.2.4 Membraanjõud

Plaadi elementide 1 ja 2 kandevõime saab määrata, võttes arvesse eraldi membraanjõudude mõju ja paindekandevõime suurenemist plastse joonliigendi ulatuses. Neid mõjusid väljendatakse parandusteguri abil, mida rakendatakse plastse joonliigendi kandevõime alumisele piirile. Algselt hüljatakse plaadi tasandis mõjuv põikjõud *S* (joonis 5.9) ning kõik muud vertikaalsed põikjõud plastses joonliigendis, saades tulemuseks kaks erinevat koormust elementidele 1 ja 2. Seejärel arvutati keskmine väärtus võttes arvesse põikjõudude mõju.

Membraanjõudude mõju kandevõimele

a) Element 1

Vastavalt joonisele5.12 avaldub membraanjõudude moment toe suhtes järgmiselt:



Joonis 5.12 *Membraanjõudude põhjustatud momendi määramine*

$$M_{1m} = bKT_0\,(L - 2nL)\,w + bKT_0\,nLw\left(\frac{3k+2}{3(1+k)^2}\right) - bKT_0\,nLw\left(\frac{k^3}{3(1+k)^2}\right)$$

kus

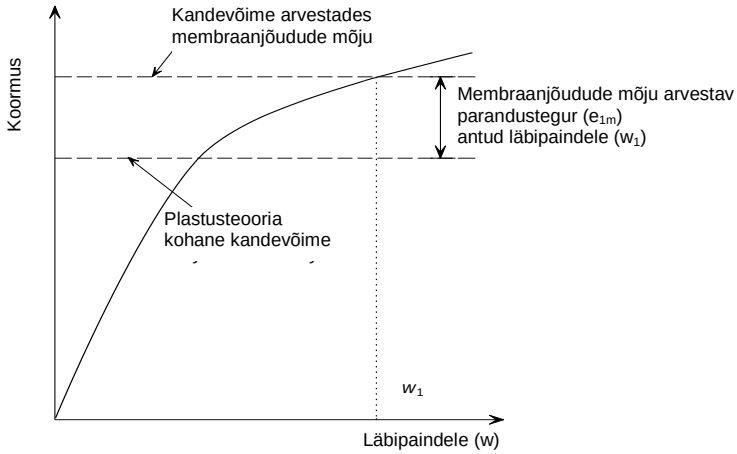
M_{1m} on membraanjõudude moment toe suhtes elemendile 1.

Avaldise saab teisendada kujule:

$$M_{1m} = KT_0Lbw\left((1-2n) + \frac{n(3k+2) - nk^3}{3(1+k)^2}\right)$$

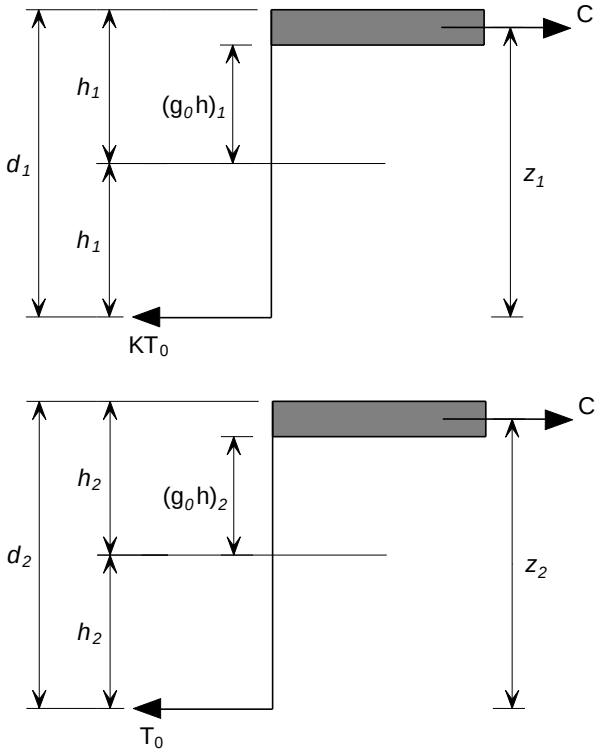
See avaldis määratleb membraanjõudude soodustava mõju kandevõimele, mis tuleb lisada plaadi surutud tsoonides surve tõttu parandatud paindekandevõimele. Lihtsamalt väljendades, membraanjõudude soodustav mõju ja parandatud paindekandevõime on seotud plastse joonliigendi normaalkoormusega. Selliselt toimides saab parandusteguri arvutada nii membraanjõule kui ka parandatud paindemomentidele. Lõpuks saab need parandustegurid liita üldiseks membraanina toimimise parandusteguriks.

Jagades M_{1m} korrutisega $\mu M_o L$, plaadi paindekandevõimega ilma pikijõu mõjuta, saame väljendada membraantõmbejõudude mõju joonliigendi plastse paindemomendi suurenemisena (joonis 5.13).



Joonis 5.13 *Membraanjõududest mõju arvestav parandustegur*

Paindemomendi μM_o väärtus saadakse jooniselt 5.14.



Joonis 5.14 *Paindekandevõime arvutus*

Paindemomendid μM_0 ja M_o plaadi ühiklaiuse kohta mõlemas ristsihis saadakse avaldisest:

$$\mu M_0 = KT_0 d_1 \left(\frac{3 + \mu g_{0\,1}}{4} \right)$$

$$M_0 = T_0 d_2 \left(\frac{3 + \mu g_{0\,2}}{4} \right)$$

kus

σ_{01}, σ_{02} on parameetrid, mis määravad paindenormaalpinged mõlemas ristsihis (vt joonis 5.14),

d_1, d_2 on armatuuri kasutuskõrgus mõlemas suunas.

Parandustegur e_{1m} avaldatakse nii:

$$e_{1m} = \frac{M_{1m}}{\mu M_0 L} = \frac{4b}{3+\sigma_{01}}\left(\frac{w}{d_1}\right)\left(\sigma - 2n + \frac{n(\sigma k + 2) - nk^3}{3(1+k)^2}\right) \tag{5-9}$$

b) Element 2

Membraanjõudude moment toe suhtes avaldub järgnevalt:

$$M_{2\mathrm{m}} = KT_0 lbw\left(\frac{2+3k-k^3}{6(\sigma+k)^2}\right)$$

kus

$M_{2\mathrm{m}}$ on membraanjõudude moment toe suhtes elemendile 2.

Tõmmatud membraanina töötamise mõju saab väljendada plastses joonliigendis vastuvõetava paindemomendi suurenemisena, jagades toe suhtes mõjuva membraanina töötamisest põhjustatud momendi $M_{2\mathrm{m}}$ paindekandevõimega, mis on saadud ilma pikijõu mõjuta, $M_0 l$:

$$e_{2\mathrm{m}} = \frac{M_{2\mathrm{m}}}{M_0 l} = \frac{4bK}{3+\sigma_{02}}\left(\frac{w}{d_2}\right)\left(\frac{2+3k-k^3}{6(\sigma+k)^2}\right) \tag{5-10}$$

Membraanjõudude mõju kandevõimele plastses joonliigendis saamiseks võetakse arvesse voolavustingimust painde ja pikijõu koosmõjul nii, nagu seda tegi Wood [(6)]. Lühema silde puhul saab pikijõu mõju paindemomendile avaldada nii:

$$\frac{M_N}{\mu M_0} = 1 + \alpha_1\left(\frac{N}{KT_0}\right) - \beta_1\left(\frac{N}{KT_0}\right)^2 \tag{5-11}$$

kus

$$\alpha_1 = \frac{2\sigma_{01}}{3+\sigma_{01}}$$

ja

$$\beta_1 = \frac{1-\sigma_{01}}{3+\sigma_{01}}$$

Samamoodi pikema silde jaoks:

$$\frac{M_N}{\mu M_0} = 1 + \alpha_2\left(\frac{N}{T_0}\right) - \beta_2\left(\frac{N}{T_0}\right)^2 \tag{5-12}$$

kus

$$\alpha_2 = \frac{2\left(\frac{\gamma_0}{2}\right)}{3+\left(\frac{\gamma_0}{2}\right)}$$

ja

$$\beta_2 = \frac{1-\left(\frac{\gamma_0}{2}\right)}{3+\left(\frac{\gamma_0}{2}\right)}$$

Membraanjõudude mõju paindekandevõimele

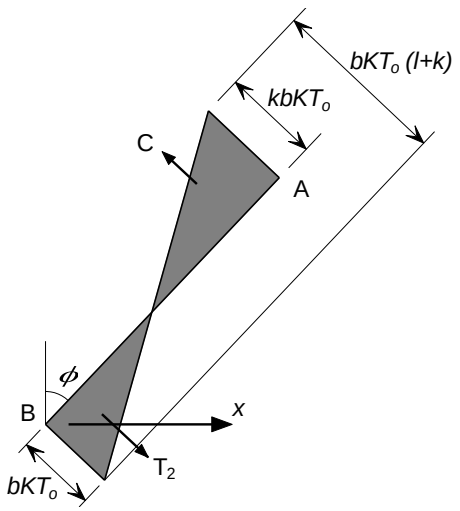
a) Element 1

Membraanjõudude mõju paindekandevõimele vaadeldakse eraldi iga plastse joonliigendi jaoks.

Joonliigendi BC puul on membraanjõud konstantne ja võrdub $-bKT_0$ ning seepärast

$$\left(\frac{M_N}{M_0}\right)_{\mathrm{BC}} = 1-\alpha_1 b-\beta_1 b^2$$

Joonliigendi AB puhul vt joonis 5.15.



Joonis 5.15 *Elemendile 1 mõjuvad jõud joonliigendis AB kohal*

Membraanjõud plastses joonliigendis kaugusel x punktist B saadakse avaldisest

$$N_{\mathrm{x}} = -bKT_0 + \frac{x}{nL}\left(K+1\right)bKT_0$$

$$N_{\mathrm{x}} = bKT_0\left(\frac{x\left(k+1\right)}{nL}-1\right)$$

Asendades selle avaldisse (8a), saame joonliigenditele AB ja CD:

$$2\int_0^{nL}\frac{M}{M_0}dx = 2\int_0^{nL}\left[1+\alpha_1 b\left(\frac{x\left(k+1\right)}{nL}-1\right)-\beta_1 b^2\left(\frac{x\left(k+1\right)}{nL}-1\right)^2\right]dx$$

Tulemuseks saame:

$$2\int_0^{nL}\frac{M}{M_0}dx = 2nL\left[1+\frac{\alpha_1 b}{2}(k-1)-\frac{\beta_1 b^2}{3}(k^2-k+1)\right]$$

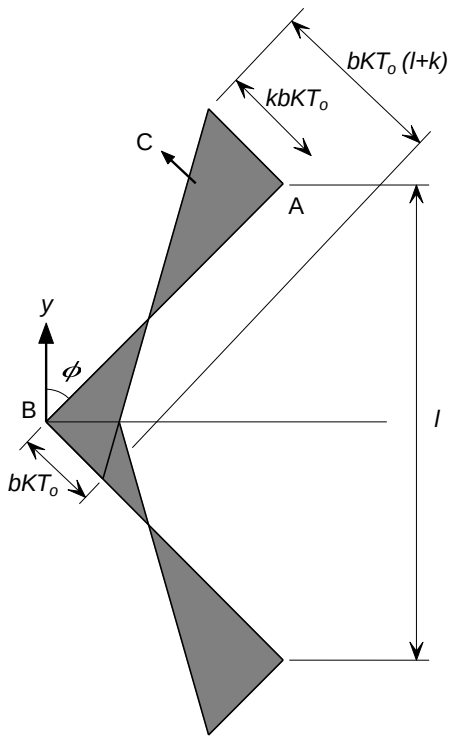
Paindemomendi suurenemine elemendis 1 membraanjõudude arvesse võtmise tulemusena avaldub kujul:

$$e_{1b} = \frac{M}{\mu M_0 L} = 2n\left[1+\frac{\alpha_1 b}{2}(k-1)-\frac{\beta_1 b^2}{3}(k^2-k+1)\right] \qquad (5\text{-}13)$$
$$+(-2n)(-\alpha_1 b-\beta_1 b^2)$$

b) Element 2

Jooniselt 9.1 näeme, et jõu kaugusel *y* punktist B saab avaldada järgnevalt:

$$N_y = -bKT_0 + \frac{y}{l/2}(k+1)bKT_0$$



Joonis 5.16 *Elemendile 2 mõjuvad jõud*

Pärast mõningaid teisendusi

$$N_y = bKT_0\left(\frac{2y(k+1)}{l}-1\right)$$

Asendades avaldisse (8b), saame:

$$\int_0^{l/2}\frac{M}{M_0}dy = 2\int_0^{l/2}\left[1+\alpha_2 bK\left(\frac{2y(k+1)}{l}-1\right)-\beta_2 b^2 K\left(\frac{2y(k+1)}{l}-1\right)^2\right]dy$$

Tulemuseks saame:

$$2\int_0^{1/2}\frac{M}{M_0}dx = l\left[1+\frac{\alpha_2 b}{2}(k-1)-\frac{\beta_2 b^2}{3}(k^2-k+1)\right]$$

Membraanjõudude arvesse võtmisest tingitud vastuvõetava paindemomendi suurenemist arvestavaks parandusteguriks saame:

$$e_{2b}=\frac{M}{M_0 l}=1+\frac{a_2 bK}{2}(k-1)-\frac{\beta_2 b^2 K}{3}(k^2-k+1) \qquad (5\text{-}14)$$

Avaldised (5-9), (5-10), (5-13) ja (5-14) väljendavad membraanjõudude mõju plaadi paindekandevõimele.

Kombineeritud parandustegurid mõlemale elemendile:

$$e_1 = e_{1m} + e_{1b} \qquad (5\text{-}15)$$

$$e_2 = e_{2m} + e_{2b} \qquad (5\text{-}16)$$

Nagu juba varem märgitud, ei ole elementide 1 ja 2 tasakaalutingimustest arvutatud väärtused e_1 ja e_2 võrdsed ja Hayes arvas, et nende väärtuste erinevusi võib seletada põikjõuga vertikaalses või plaadi tasapinnas ja üldise parandusteguri arvutada nii:

$$e=e_1-\frac{e_1-e_2}{1+2\mu a^2} \qquad (5\text{-}17)$$

5.3 Betooni purunemine survele

Peatükis 5.2.1 tuletati parandustegur, mis võttis arvesse armatuurvõrgu purunemist tõmbele. Arvestada tuleb ka võimalusega, et plaadi kandevõimele saab määravaks betooni purunemine survele plaadi nurkade läheduses, mis mõningatel juhtudel võib toimuda enne armatuurvõrgu purunemist.

Vastavalt joonisele 5.9 on maksimaalne plaadi tasandis mõjuv survejõud $kbKT_0$. Samuti tuleb arvestada paindest põhjustatud survega. Oletades, et survetsooni kõrgus on maksimaalselt 0,45 d, ja rakendades keskmist armatuuri kasutuskõrgust mõlemas ristsihis, saame:

$$kbKT_0+\left(\frac{KT_0+T_0}{2}\right)=0.85\,f_{\mathrm{ck}}\times 0.45\left(\frac{d_1+d_2}{2}\right)$$

kus f_{ck} on betooni silindriline survetugevus.

Avaldades konstandi *b*, saame:

$$b=\frac{1}{kKT_{\mathrm{o}}}\left(0.85\,f_{\mathrm{ck}}\times 0.45\left(\frac{d_1+d_2}{2}\right)-T_0\left(\frac{K+1}{2}\right)\right) \qquad (5\text{-}18)$$

Konstandi *b* väärtuseks võetakse avaldistest (5) ja (11) saadud väärtustest väiksem.

6 PROJEKTEERIMISJUHISTE KOOSTAMINE

Peatükis 4.5 kirjeldatud varasemad normaaltemperatuuril tehtud katsed näitasid, et raudbetoonplaatide kandevõime suureneb membraanjõudude mõju arvestades. Eelduseks on, et plaadi servadel on püsivalt vertikaaltoed. Tasapindsetes plaatides, millel on vertikaaltoed ainult nurkades, ei teki olulisi membraanjõude ning seepärast sellistes plaatides membraanina toimimise mõjuga ei arvestata.

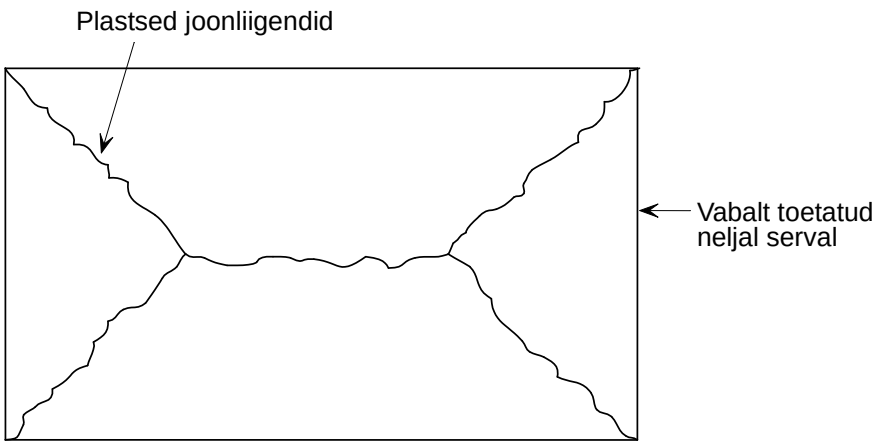
Seepärast on terastalade süsteemile toetuva komposiitplaadi arvutamisel tulekahjuolukorras oluline jaotada plaat ristkülikulisteks piirkondadeks, nn arvutustsoonideks, mille kogu perimeetril on vertikaalne toetus tagatud. Tsooni servade vertikaaltoetuse tagamiseks peavad talad toetuma tsooni nurkades postidele ja tsooni servatalad peavad olema piisava tulekaitsega.

Tavatemperatuuril ulatub vahelaeplaat jätkuvana üle arvutustsoonide piiride. Seevastu tulekahjuolukorras tekivad tõenäoliselt servatalade kohal praod plaadi suurte termiliste pöördedeformatsioonide tõttu. See võib viia armatuuri purunemiseni kas suure kõveruse või siis painde- ja membraanpingete koosmõju tõttu. Nendes ülespoole kumerates toepiirkondades toimub armatuuri purunemine varem kui vahelaeplaadi arvutustsooni keskel. Sellepärast loetakse, et vahelae arvutustsoonide plaadi servadel ei esine pöörde- või siirdetuge.

6.1 Arvutuseeldused

Komposiitplaadi puhul sõltub plastsete joonliigendite asukoht ja kuju tulekaitseta komposiittalade töötamisest, mis temperatuuri tõustes pidevalt kaotavad oma tugevust. Erinevalt tavatemperatuuri olukorrast muutub temperatuuri tõustes vahelaeplaadi koormuse kandmise skeem. Algul võib komposiitplaati vaadelda kui abitaladele toetuvat ühes suunas töötavat elementi. Tõusva temperatuuriga kaotavad talad tugevust ning plaadi töötamisskeem sarnaneb rohkem kahes suunas töötava servadel vabalt toetatud plaadile, mille plastsete joonliigendite pilt on toodud joonisel 6.1. Eeldades, et selline plaadi kandevõime kaotus tekib siis, kui tala tugevus võrreldes plaadiga on madal, on võimalik võrdlemisi lihtsalt leida konservatiivne kandevõime hinnang talale.

Plaadi kandevõime on arvutatud eeldusel, et komposiittalade tugevust ei arvestata, joonliigendite pilt on kooskõlas ääretingimustega ning vastab madalaimale kandevõimele. Seejärel seda kandevõimet parandatakse, võttes arvesse membraanina töötava plaadi tõmbejõudude mõju, mille määramisel on aluseks eeldatava plaadi läbipaine ja peatükis 5 kirjeldatud purunemisviisid. Kogu süsteemi kandevõime määramiseks lisatakse komposiittalade paindekandevõime plaadi suurendatud kandevõimele.

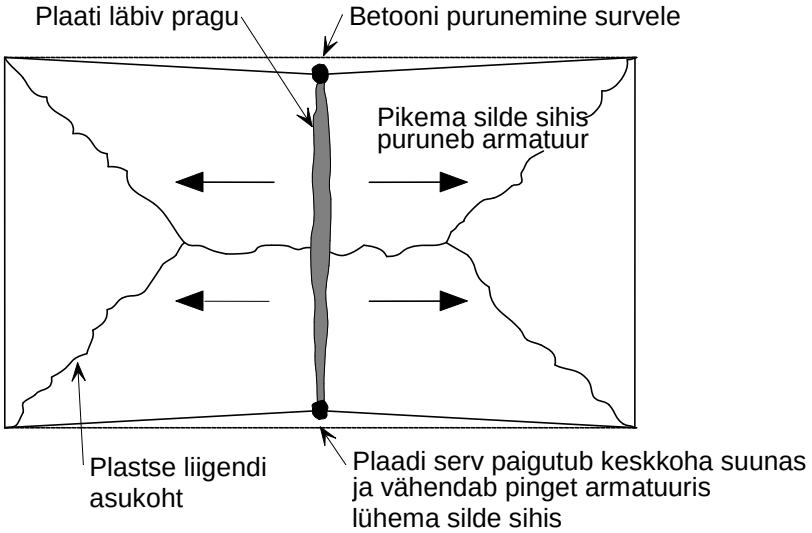


Joonis 6.1 *Tüüpiline joonliigendite pilt ristkülikulisel neljal serval vabalt toetatud plaadil*

6.2 Purunemiskriteerium

Sõltuvalt armeerimisprotsendist, plaadi küljemõõtmete suhtest ning armatuuri venivusest toimus purunemine kahel viisil nii tavatemperatuuril kui ka tulekahjus. Vähese armatuuriga plaatides ammendub kandevõime enamasti armatuuri purunemise tõttu lühema silde sihilises lõikes. Tugevalt armeeritud ja kõrgveniva armatuuriga plaatides võib kandevõime ammendumise põhjuseks olla betooni purunemine survele plaadi nurkades. Lihtsustatud arvutusmeetod käsitleb mõlemat purunemisviisi nii nagu on kirjeldatud peatükis 5.2.

Enamikus vabalt toetatud plaatidega tehtud tulekatsetes on plaadi kandevõime ammendunud plaadi paksust läbiva prao tekkimisega plaadi lühema sildega paralleelselt (l) (vt joonis 6.2). Peatükis 5.2 esitatud arvutusmeetodi abil saadakse etteantud läbipainde puhul plaadi kandevõime. Peatükis 6.2.1 kirjeldatakse avaldise tuletamist plaadi läbipainde leidmiseks vahetult enne plaadi kandevõime ammendumist. Seda läbipainet on vaja membraanjõudude arvesse võtmise juures.



Joonis 6.2 *Plaadi purunemine tõmbele armatuuri purunemise tõttu*

6.2.1 Plaadi läbipaine

Kuna lihtsustatud arvutusmeetodi aluseks on plastsusteooria, ei saa sellega arvutada plaadi deformatsioone. Membraanjõudude leidmiseks on aga vaja teada plaadi läbipainet vahetult enne purunemist. Selle läbipainde puhul tuleb arvestada nii termilisi deformatsioone kui ka armatuuri mehaanilisi deformatsioone.

6.2.1.1 Termilised mõjud

Eelnevatest uuringutest on selgunud, et kui plaadi läbipaine on suurem kui pool plaadi paksust ning plaadis hakkab suurenema tõmbepingete mõju, siis mistahes soojuspaisumist takistav side suurendab läbipainet veelgi (s.t plaat on järelkriitilises staadiumis) ning koos sellega ka membraanjõudude mõju. Konservatiivselt jäetakse see soodustav mõju arvestamata ja plaat eeldatakse olevat horisontaalsihis sidemeteta. Selline mudel võimaldab meetodit rakendada ka äärmistele plaatidele.

Tulekahjuolukorras tekivad komposiitplaadis läbipaine termilistest deformatsioonidest, mis horisontaalsete sidemeteta plaadis suurendab vertikaalsiirdeid ilma armatuurvõrgu mehaaniliste deformatsioonideta. Eeldades plaadis lineaarset temperatuurijaotust, saab temperatuurist põhjustatud läbipainde arvutada nii:

$$\frac{d^2w}{dx^2} = \frac{\alpha(T_2 - T_1)}{h}$$

kus

w on vertikaalsiire,

α on soojuspaisumistegur,

T_2 on temperatuur alapinnal,

T_1 on temperatuur ülapinnal,

h on plaadi paksus.

Seda avaldist integreerides saame plaadi vertikaalsiirde termilisest kõverdumisest:

$$w_\theta = \frac{\alpha(T_2 - T_1)l^2}{8h}$$

kus

l on plaadi lühema silde pikkus

Selle tuletuskäigu eelduseks on konstantne temperatuur kogu tuletõkkesektsiooni ulatuses. Reaalsetes tuulekahjuolukordades on ühtlane temperatuur vähetõenäoline, seepärast rakendatakse eelnevalt toodud avaldisele vähendustegurit 2,0. Saame termilisest kõverdumisest tingitud läbipainde arvutusväärtuseks

$$w_\theta = \frac{\alpha(T_2 - T_1)l^2}{16h}$$

6.2.1.2 Armatuuri mehaanilised deformatsioonid

Eeldades, et plaadi läbipainde kuju on parabool, saame deformeerunud plaadi pikkuseks

$$L_c = L\left(1 + \frac{8w^2}{3L^2} - \frac{32w^4}{5L^4} + ...\right)$$

kus

L_c on kõvera pikkus,

L on plaadi pikema silde pikkus deformeerumata olekus,

w on vertikaalne läbipaine.

Lamedate kõverate puhul

$$L_c = L\left(1 + \frac{8w^2}{3L^2}\right)$$

Armatuuri suhtelise deformatsiooni saame:

$$\varepsilon = \frac{8w^2}{3L^2}$$

Selles avaldises eeldatakse, et deformatsioon on sama kogu plaadi ulatuses. Tegelikult on deformatsioonid pragude läheduses suuremad. Samuti on armatuuri deformatsioon praos tunduvalt suurem kui pragudest eemal. Armatuuri deformatsioonide osa plaadi läbipaindes w_ε määratakse, lähtudes konservatiivsest keskmisest suhtelisest deformatsioonist, mis arvutatakse vastavalt poole tavatemperatuuri voolavuspiiriga võrdsele pingele. Läbipainde saame järgnevast avaldisest:

$$w_\varepsilon = \sqrt{\left(\frac{0.5 f_{sy}}{E_s}\right) \frac{3L^2}{8}} \tag{1}$$

kus

E_s on armatuuri elastsusmoodul tavatemperatuuril;

f_{sy} on armatuuri voolavuspiir tavatemperatuuril.

Avaldisest (1) saadud armatuuri suhtelise pikenemise põhjustatud läbipainet on võrreldud maksimaalsete läbipainetega tavatemperatuuri katsetes. Kõikidel vaadeldud juhtudel oli avaldisest (1) saadud läbipaine katseliselt mõõdetust väiksem (vt tabel 6.1).

Tabel 6.1 *Avaldisest (1) saadud lubatud läbipainde ja tavatemperatuuril tehtud katses mõõdetud läbipainde võrdlus*

Katse	Plaadi mõõtmed (m)	Kasus-kõrgus (mm)	Armatuuri läbimõõt (mm)	Varraste samm (mm)	Terase voolavus-piir (N/mm^2)	Maks. läbi-painet katses (mm)	Lubatud läbipaine - avaldis (1) (mm)
BRE	9.56x6.46	66.0	6.0	200	580	223	216
Sawczuk & Winnicki	1.6x1.1	26.0	3.0	30.0	263	127*	25
	2.0x1.0	26.0	3.0	60.0	263	76*	31
Hayes & Taylor	0.914x0.914	15.9	9.5	-†	505	50.8*	19.4
	0.914x1.372	15.9	9.5	-†	505	50.8*	29.1
	0.914x1.829	15.9	9.5	-†	505	50.8*	38.8
Taylor, Maher & Hayes	1.829x1.829	43.6	4.8	76.2	376	81	33.5
	1.829x1.829	37.3	4.8	63.5	376	98	33.5
	1.829x1.829	69.0	4.8	122	376	84	33.5
Brothie & Holley	0.381x0.381	14.2	2.3	-†	414	11.6	7.32
	0.381x0.381	31.0	3.4	-†	379	7.45	7.0

* katse lõppes enne armatuuri purunemist

† Andmed puuduvad

6.2.1.3 Membraanjõudude arvestamiseks vajaliku plaadi läbipainde arvutus

Plaadi membraanina töötamist võetakse arvesse vastavalt plaadi läbipaindele, mis saadakse termilise kõverdumise ja armatuuri deformatsiooni mõjude liitmisel järgneval kujul:

$$w_m = \frac{\alpha (T_2 - T_1) l^2}{16h} + \sqrt{\left(\frac{0.5 f_{sy}}{E_s}\right) \frac{3L^2}{8}} \qquad (2)$$

Selle avaldise abil saadakse plaadi kandevõime konservatiivne hinnang, sest

- termilise läbipainde väärtus on jagatud kahega;
- termiline läbipaine arvutatakse plaadi lühema silde järgi;
- ei arvestata termilise paisumise takistusest tulenevaid vertikaalseid läbipaindeid plaadi järelkriitilises staadiumis;
- ei arvestata profiilpleki mõju;
- ei arvestata armatuuri venivuse suurenemist temperatuuri tõusuga.

6.2.2 Kalibreerimine Cardingtoni katse suhtes

Bailey & Moore[12] näitasid, et peatükis 5.2 esitatud arvutusmeetod andis võrreldes Cardingtoni tulekatsega sobiva täpsusega hinnangu vahelaeplaadi kandevõimele. Selle projekti raames tehti ka lisakatseid ahjus, mida on kirjeldatud peatükis 7.

Ülaltoodud avaldisega määratud läbipainet võrreldi Cardingtoni katses mõõdetuga. Eesmärgiks oli kontrollida, kas arvutatud väärtused on konservatiivsed, võrreldes tegeliku plaadi läbipaindega vahetult enne purunemist. Nende katsete puuduseks oli asjaolu, et katse käigus ei jõutud plaadi purunemiseni ja seetõttu mõõdetud maksimaalsed läbipainded ei vastanud purunemisolukorrale. Siiski võib olla kindel selles, et arvutatud väärtused on katselisega võrreldes konservatiivsed, kuid konservatiivsuse aste ei ole täpselt teada.

Tabelis 6.2 on võrreldud avaldisega (2) määratud piirläbipainet Cardingtoni katses mõõdetud maksimaalse läbipaindega. Selles läbipaindes on arvestatud nii termilise kui ka mehaanilise deformatsiooniga, mida katses ei ole võimalik eristada.

Kõikidel juhtudel annab avaldis (2) katses mõõdetutest suuremad väärtused. Et arvutatud läbipainde väärtus oleks kindlasti konservatiivne, võtsid Bailey ja Moore[12] läbipainde piirväärtuseks katses mõõdetud väärtuse.

Tabel 6.2 *Avaldisest (2) saadud läbipainde ja kuues Cardingtoni katses mõõdetud maksimaalse läbipainde võrdlus*

Test	L (m)	l (m)	Termilisest kõverdumisest tingitud läbipaine (mm)	Mehaanilisest deformat-sioonist tingitud läbipaine (mm)	Deformatsiooni piirväärtus Avaldis (2) (mm)	Maksi-maalne katses mõõdetud läbipaine (mm)	Läbipainde piirväärtus/ läbipaine katses
BRE Nurk	9.0	6.0	135	208	343	269	1.28
British Steel side-metega tala	9.0	6.0	135	208	343	232	1.50
British Steel 2-D	14.0	9.0	0*	324	324	293	1.11
BS nurk	10.223	7.875	231	237	468	428	1.09
BRE suur tuletõkke-sektsioon	21.0	9.0	303	486	789	557	1.42
BS näidis-büroo	14.6	10.0	373	338	711	641	1.11

*Kuna selles katses kuumutatud plaadi pindala oli suhteliselt väike, loeti termilisest kõverdumisest tingitud läbipaine nulliks.

Mehaanilisele deformatsioonile kehtestasid Bailey ja Moore järgnevalt esitatud piirväärtuse.

$$w_\varepsilon = \sqrt{\left(\frac{0.5 f_y}{E}\right)_{re\inf} \frac{3L^2}{8}} \quad \text{but} \quad w_\varepsilon \le \frac{l}{30}$$

Samuti suurendasid nad termilise läbipainde “ohutustegurit” 2-st 2,4-ni, mis annab plaadi läbipaindeks sellise konservatiivse avaldise:

$$w_m = \frac{\alpha(T_2 - T_1)l^2}{19.2h} + \sqrt{\left(\frac{0.5 f_{sy}}{E_s}\right) \frac{3L^2}{8}} \tag{3}$$

Kuid mitte rohkem kui $\frac{\alpha(T_2 - T_1)l^2}{19.2h} + \frac{l}{30}$

Tabelis 6.3 on toodud avaldisega (3) määratud läbipainde ja katses mõõdetud läbipainde võrdlus. Kuna üheski katses ei jõutud purunemiseni, tundus liiga konservatiivne vähendada kõikide katsete puhul läbipainde piiri väärtuseni, kus arvutusliku piirläbipainde ja mõõdetud läbipainde suhe on üks. Suure tuletõkke-sektsiooni katse puhul on see piir mõistlik.

Tabel 6.3 *Avaldisest (3) saadud läbipainde ja kuues Cardingtoni katses mõõdetud maksimaalsete läbipainete võrdlus*

Katse	L (m)	l (m)	Läbipaine termilisest kõverdumisest (mm)	Läbipaine mehaanilisest deformat-sioonist (mm)	Läbipainde piirväärtus avaldisest (3) (mm)	Maksimaalne läbipaine katses (mm)	Läbipainde piirväärtus/ Läbipaine katses
BRE nurk	9.0	6.0	112	200	312	269	1.16
British Steel sidemetega tala	9.0	6.0	112	200	312	232	1.34
British Steel 2-D raam	14.0	9.0	0*	300	300	293	1.02
BS nurk	10.223	7.875	193	237	430	428	1.00
BRE suur tuletõkke-sektsioon	21.0	9.0	252	300	552	557	0.99
BS näidis-büroo	14.6	10.0	311	333	644	641	1.00

*kuumutatud plaadi suhteliselt väikese pindala tõttu võeti selles katses termilisest kõverdumisest põhjustatud läbipainde osa nulliks.

6.3 Arvutusmetoodika

Siin tutvustatava arvutusmetoodika aluseks on kaks põhimõtet.

- Selle metoodika kasutamisel ei tohi hoone kasutajate, tuletõrjujate jt hoone läheduses viibijate ohutus tulekahju puhul väheneda võrreldes hetkel kasutatava metoodikaga.

- Tuli ei levi väljapoole tuletõkkesektsiooni, kus tulekahju puhkes, ning arvutusmeetodi rakendamisel peab säilima tuletõkkesektsioonide esialgne jaotus.

Arvutusmetoodika on mõeldud kasutamiseks komposiit- või mittekomposiitpostidele toetuvate terasest ja betoonist komposiitvahelae plaatide arvutamiseks. Karkassi raam peaks olema horisontaalsihis sidemetesüsteemiga jäigastatud (siirdumatute sõlmedega), talad peaksid töötama liigendtoetusega lihttaladena ning raudbetoonist vahelaeplaadi jaoks kasutatav profiilpleki lainekõrgus peaks olema maksimaalselt 80 mm ning toetuma terastalade ülemisele vööle. Terastalad peavad töötama koos plaadiga komposiittaladena vastavalt standardi EN 1994-1-1 juhistele. Metoodika ei ole rakendatav monteeritavatest raudbetoonplaatidest vahelagedele.

Peatükis 5 esitatud lihtsustatud arvutusmetoodika rakendamiseks tuleb vahelagi jaotada mitmeks “arvutustsooniks”. Sellise tsooni servades peavad olema talad (üldjuhul tulekaitsega), mille tulepüsivus vastab vahelaele esitatud tulepüsivusnõuetele. Iga arvutustsoonis võib olla mitu sisemist ilma tulekaitseta abitala, mille arvutuslik tulepüsivus on tunduvalt madalam kui vahelaele esitatud nõuded. Tsooni servataladele esitatud nõuded peavad tagama selle, et arvutustsooni vahelae plaati võib lugeda kogu perimeetril vertikaalsihis vabalt toetatuks.

Kui vahelaeplaadile kehtestatud tulepüsivusaeg on 60 minutit või rohkem, peavad arvutustsooni servatalad asetsema postivõrgu telgedel ning iga tala peab otstes toetuma postidele.

Komposiitplaadi võib projekteerida vastavalt standardile EN 1994-1-1, täidetud peavad olema minimaalsed betoonikihi paksuse nõuded tulekahjuolukorras

vastavalt standardile EN 1994-1-2. Komposiitplaat peab olema armeeritud terasest armatuurvõrguga. Plaadi ribide armatuuri arvutusmeetodis ei arvestata. Ribide armatuuril võib olla nii negatiivne kui ka positiivne mõju plaadi toimimisele põlenguolukorras, kuna ülearmeerimise tagajärjel võib betoon puruneda survele.

6.3.1 Plaadi kandevõime arvutus

Komposiitplaadi kandevõime määramist vastavalt plastsetele joonliigenditele ja selle kandevõime parandamist plaadi suurte läbipainete mõjul on täpsemalt kirjeldatud peatükis 5.

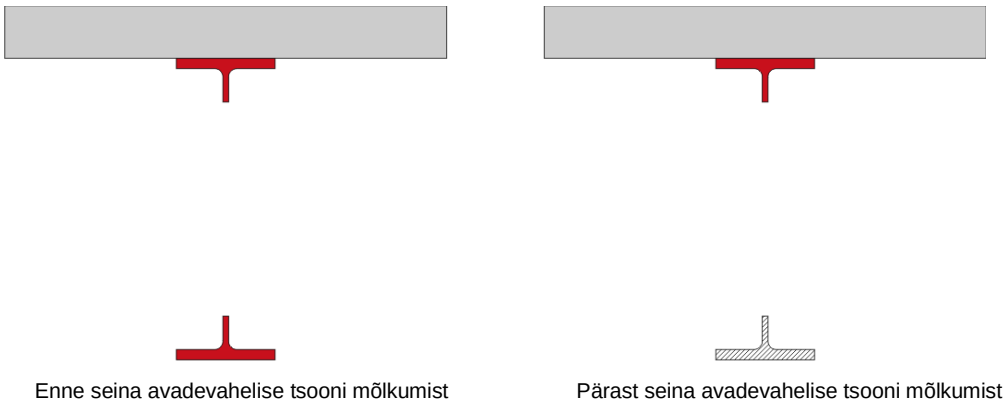
6.3.2 Kandevõime arvutus tulekaitseta talade puhul

Tulekahjuolukorras suurendavad tulekaitseta talad arvutustsoonis tõmbele töötades plaadi tõmbekandevõimet.

Tulekaitseta tala temperatuur määratakse vastavalt standardi EN 1994-1-2 punkti 4.3.4.2.2 juhistele. Tala ristlõike alumises vöös, seinas ja ülemises vöös on paindekandevõime määramisel temperatuur konstantne.

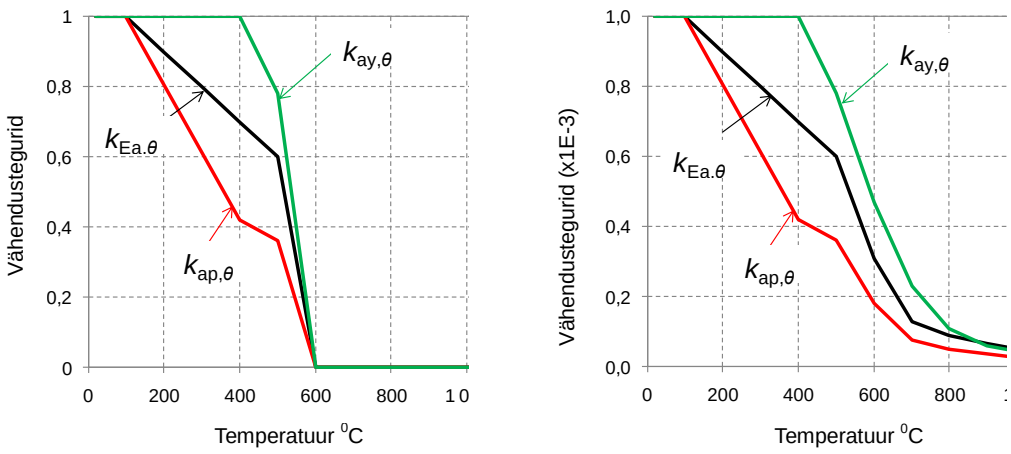
Talade plastne paindekandevõime kõrgetel temperatuuridel määratakse vastavalt standardi EN 1994-1-2 punkti 4.3 kohaselt, võttes arvesse nihkeliite määra terastala ja betooni vahel. Plaadi temperatuuriks võetakse 40% tala ülemise vöö temperatuurist.

Täisseinaliste talade puhul võetakse kogu ristlõige arvesse. Avadega talade puhul rakendatakse Ulsteris tehtud katses saadud tulemusi (vt peatükk 7.4), mille kohaselt pärast avadega tala seina mõlkumist ei ole õige võtta arvesse kogu tala ristlõike plastset kandevõimet. Et jääda tagavara poolele ja säilitada arvutusmudelis nõutav konservatiivsus, võetakse pärast avadega tala seina mõlkumist järelkriitilises staadiumis arvesse ainult ülemine tõmbele töötav T-ristlõige.



Joonis 6.3 *Terasristlõige enne ja pärast seina stabiilsuse kaotust*

Sellise mudeliga arvutusmeetodis arvestamiseks ja esialgselt avadega talalt järelkriitilises staadiumis avadega talale üleminekuks on välja töötatud uus materjalimudel alumise ristlõikeosa jaoks:

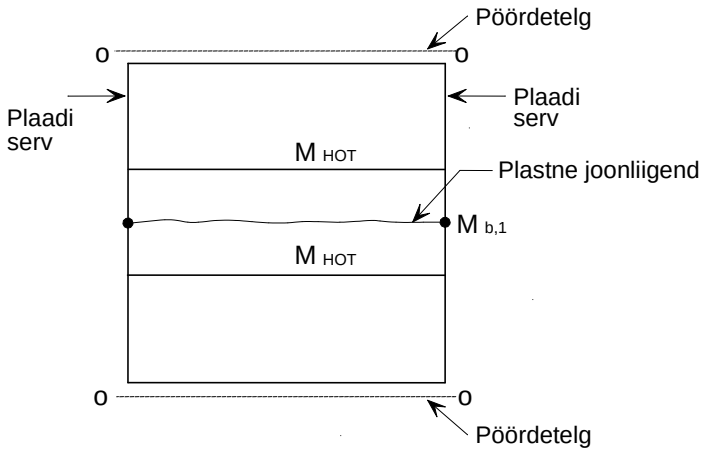


a) $\theta < 600$ °C b) $\theta \geq 600$ °C ja jahtumisfaas

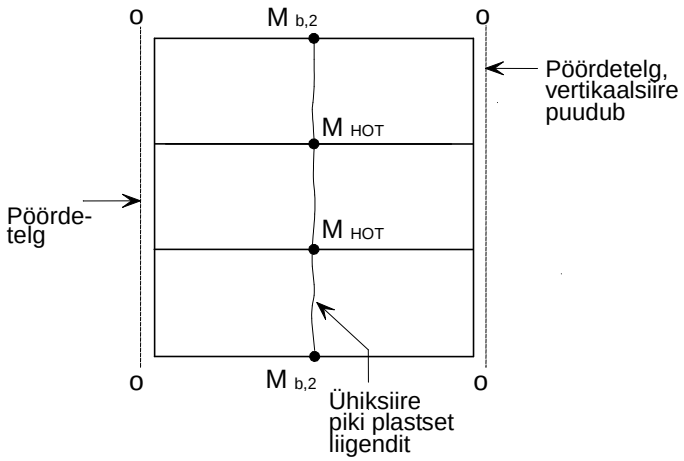
Joonis 6.4 *Vähendustegurid terasprofiilile tulekaitseta avadega tala alumises T-ristlõikes*

6.4 Ääretalade arvutus

Ääretaladel, mis ümbritsevad vahelae igat arvutustsooni, peab olema tagatud vahelaele kehtestatud nõuetega võrdne tulepüsivus. See on vajalik, et oleks tagatud arvutusmetoodika eelduseks olev plastsete joonliigendite asukoht ning membraanina toimimise soodustav mõju kandevõimele. Ääretalade vajalik paindekandevõime arvutatakse, lähtudes alternatiivsetest plastsete liigendite asukohtadest plaadi sümmeetriatelgedel ilma membraanina toimimist eeldamata (vt joonis 6.5 ja 6.6).



Joonis 6.5 *Alternatiivsed plastsete joonliigendite asukohad, lähtudes plastsest liigendist ääretala keskel*



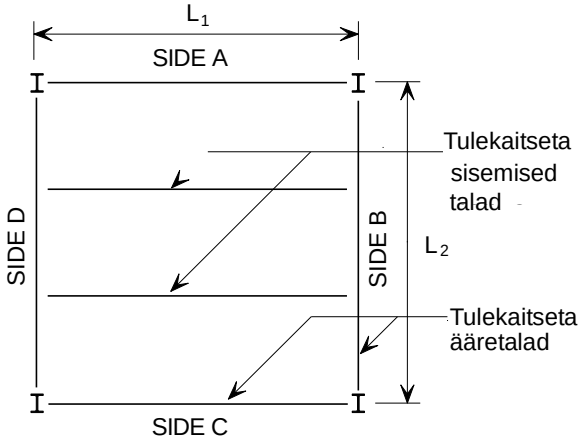
Joonis 6.6 *Alternatiivsed plastsete joonliigendite asukohad, lähtudes plastsetest liigenditest ääretalade keskel*

Kõigepealt määratakse ääretalade vajalik paindekandevõime, mis tagab nende piisava toetuse plaadile, et plaadis saaks arvestada membraanina toimimise soodustavat mõju. Seejärel arvutatakse ääretaladele kriitiline temperatuur ning määratakse selline tulekaitse, et kriitilist temperatuuri ettenähtud aja jooksul talades ei saavutata.

Peatükis 5 kirjeldatud arvutusmeetod eeldab, et kandepiirseisundis tekib plaadis ümbrikukujuline plastsete joonliigendite pilt. Selleks peab vahelae arvutustsooni ääretaladel olema piisav paindekandevõime, et tala koos plaadiga ei muutuks mehhanismiks madalama koormuse juures.

Joonisel 6.7 kujutatud tüüpilisel vahelae arvutustsoonil on arvestatud kahe joonliigendite pildiga, millega kaasnevad ka plastsed liigendid ääretalades. Plastsed joonliigendid võivad tekkida plaadi keskel kas paralleelselt tulekaitseta taladega silde 1 sihis koos samaaegselt arenevate plastsete liigenditega ääretalades külgedel A ja C või risti tulekaitseta taladega silde 2 sihis koos plastsete liigendite arenemisega ääretalas külgedel B ja D ja tulekaitseta talades.

Arvestades sellist joonliigendite asendit, saame sise- ja välisjõudude töö võrdsuse tingimusest leida ääretalade paindekandevõime väärtuse, mis on vajalik plaadiga võrdse koormuse kandmiseks. Järgnevalt on esitatud vastavate avaldiste tuletuskäik.

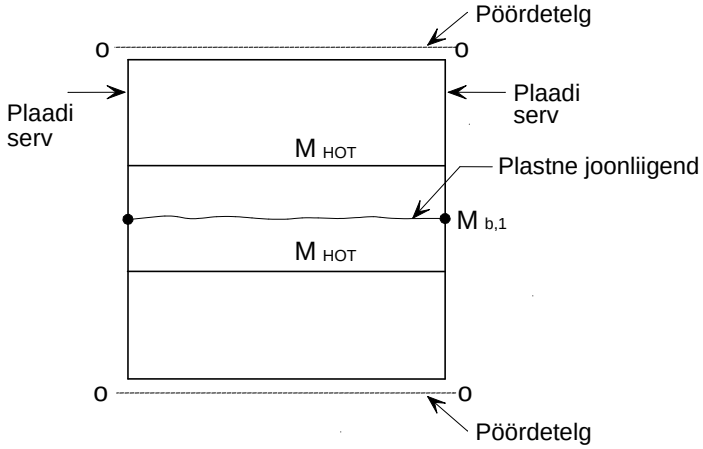


Joonis 6.7 *Tüüpiline vahelae arvutustsoon*

6.4.1 Tulekaitseta sisemised talad koos mõlemal pool asetsevate ääretaladega

6.4.1.1 Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega

Vaatame vahelae arvutustsooni külgedel B ja D asuvate ääretalade vajaliku paindekandevõime määramist. Vaatame juhtu, kus need talad on ka plaadi ääretaladeks. Eeldatakse, et plastne joonliigend tekib arvutustsooni keskel silde 1 sihis (vt joonis 6.8). Vastavalt arvutusmeetodi eeldustele on ääretalad vabalt toetatud.



Joonis 6.8 *Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega külgede B ja D vahel*

Kui vaatame ühiksiiret joonliigendi kohal, siis liigendi pööre avaldub kujul:

$$\text{plastse joonliigendi pööre} = 2\frac{1}{L_2/2} = \frac{4}{L_2}$$

Sisejõudude töö liigendi pöördel:

$$\text{sisejõudude töö} = \left(ML_{1,\text{eff}} + 2M_{b,1}\right)\frac{4}{L_2} = \frac{4M\,L_{1,\text{eff}}}{L_2} + \frac{8M_{b,1}}{L_2}$$

kus

$L_{1,\text{eff}}$ on joonliigendi arvutuspikkus, mis jätab arvestamata selle plaadiosa, mis töötab koos komposiittalana toimivate ääretaladega.

M on plaadi paindekandevõime joonliigendi ühikpikkuse kohta.

Ühtlaselt jaotatud koormuse p puhul avaldub välisjõudude töö järgmiselt:

$$\text{välisjõudude töö} = \frac{1}{2} p L_1 L_2$$

Pannes sise- ja välisjõudude töö võrduma, saame

$$p L_1 L_2 = \frac{8 M L_{1,\text{eff}}}{L_2} + \frac{16 M_{\text{b},1}}{L_2}$$

Kui koormus plaadile võrdub peatükis 5 määratud kandevõimega, saame avaldada minimaalsed nõutavad ääretalade paindekandevõimed külgedel B ja D järgnevalt:

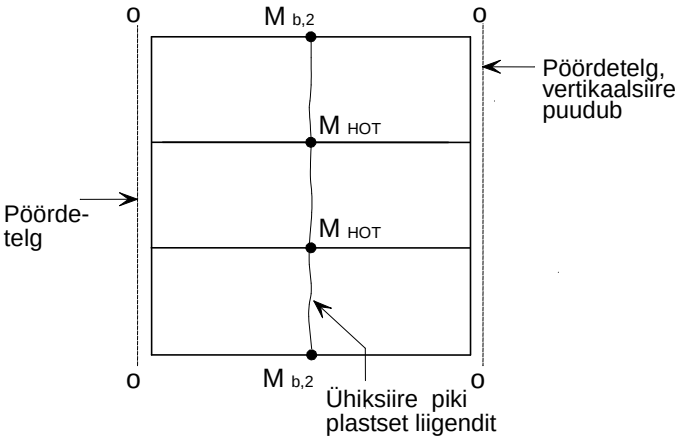
$$M_{\text{b},1} = \frac{p L_1 L_2^{\,2} - 8 M L_{1,\text{eff}}}{16}$$

kus

p on ühtlaselt jaotatud koormus vahelaele tulekahjuolukorras.

6.4.1.2 Plastne joonliigend tulekaitseta talade ristsihis

Vaatame arvutustsooni külgedel A ja C asuvate ääretalade vajaliku paindekandevõime määramist. Eeldatakse, et plastne joonliigend tekib silde 2 sihis vahelae keskel (vt joonis 6.9). Vastavalt arvutusmeetodi eeldustele on vahelagi äärtest vabalt toetatud.



Joonis 6.9 *Plastne joonliigend tulekaitseta talade ristsihis külgede A ja C vahel*

Kui vaatame ühiksiiret joonliigendi kohal, siis avaldub pööre joonliigendis järgneval kujul:

$$\text{plastse joonliigendi pööre} = 2\,\frac{1}{L_1/2} = \frac{4}{L_1}$$

Sisejõudude töö liigendi pöördel:

$$\text{sisejõudude töö} = \left(ML_{2,\text{eff}} + 2M_{b,2} + nM_{\text{HOT}}\right)\frac{4}{L_1}$$

$$= \frac{4ML_{2,\text{eff}}}{L_1} + \frac{8M_{b,2}}{L_1} + \frac{4nM_{\text{HOT}}}{L_1}$$

kus

$L_{2,\text{eff}}$ on joonliigendi arvutuspikkus, mis jätab arvestamata selle plaadiosa, mis töötab koos komposiittalana toimivate ääretalade ja tulekaitseta sisemiste taladega

M on plaadi paindekandevõime joonliigendi ühikpikkuse kohta.

Välisjõudude töö plaadi siiretel:

$$\text{välisjõudude töö} = \frac{1}{2}pL_1L_2$$

Pannes sise- ja välisjõudude töö võrduma, saame

$$pL_1L_2 = \frac{8ML_{2,\text{eff}}}{L_1} + \frac{16M_{\text{b},2}}{L_1} + \frac{8nM_{\text{HOT}}}{L_1}$$

Kui koormus plaadile võrdub peatükis 5 määratud kandevõimega, saame avaldada minimaalsed nõutavad ääretalade paindekandevõimed külgedel A ja C järgnevalt:

$$M_{\text{b},2} = \frac{pL_1^{\,2}L_2 - 8ML_{2,\text{eff}} - 8nM_{\text{HOT}}}{16}$$

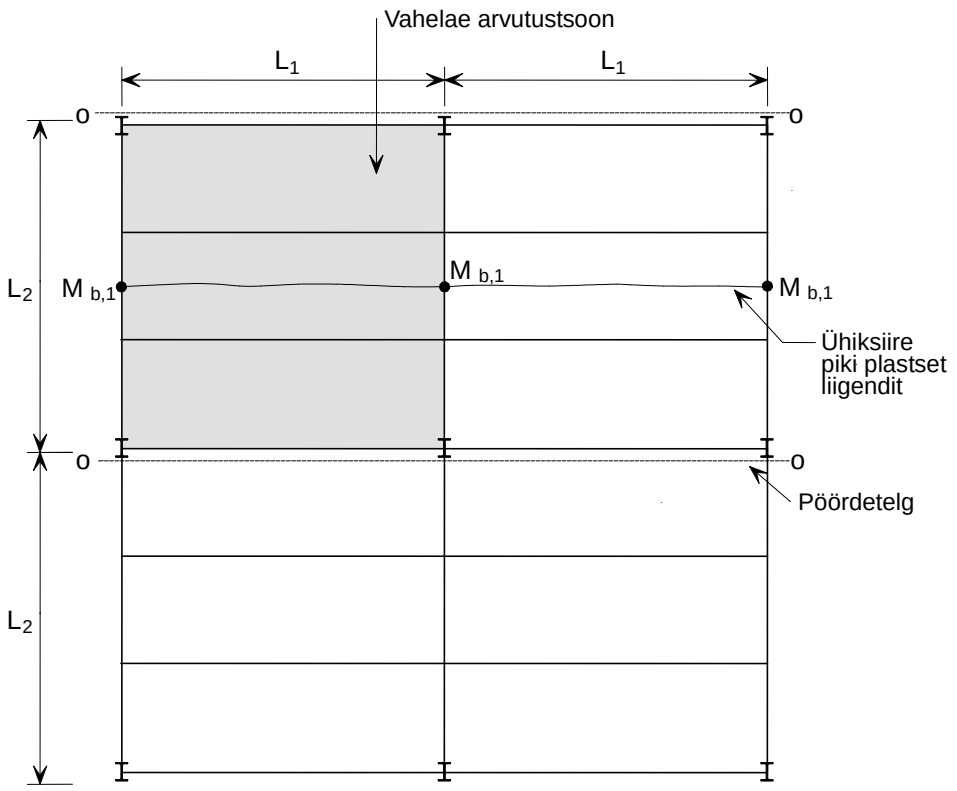
kus

p on ühtlaselt jaotatud koormus vahelae arvutustsoonis tulekahjuolukorras.

6.4.2 Tulekaitseta tala ühelpool asuva ääretalaga

6.4.2.1 Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega

Vaatame arvutustsooni külgedel B ja D asuvate ääretalade vajaliku paindekandevõime määramist. Küljel B asuv tala on nüüd sisemine ääretala. Kuna tarkvara on mõeldud ainult eraldiseisvate vahelaeplaatide arvutamiseks, peab sisemise ääretala kandevõime arvutamiseks eeldama, et arvutustsooni kõrval asub sellega identne vahelae osa. Eeldatakse, et plastne joonliigend tekib silde 1 sihis vahelae keskel (vt joonis 6.10).



Joonis 6.10 *Plastne joonliigend paralleelselt tulekaitseta taladega, ääretingimused küljel D*

Kui vaatame ühiksiiret joonliigendi kohal, siis avaldub pööre joonliigendis järgneval kujul:

plastse joonliigendi pööre = $2\dfrac{1}{L_2/2} = \dfrac{4}{L_2}$

Sisejõudude töö plastse joonliigendi pöördel:

sisejõudude töö = $\left(2ML_{1,\text{eff}} + 3M_{b,1}\right)\dfrac{4}{L_2} = \dfrac{8ML_{1,\text{eff}}}{L_2} + \dfrac{12M_{b,1}}{L_2}$

Välisjõudude töö plaadi siirdel:

välisjõudude töö = $\dfrac{1}{2}p2L_1L_2$

Pannes sise- ja välisjõudude töö võrduma, saame

$$pL_1L_2 = \frac{8ML_{1,\text{eff}}}{L_2} + \frac{12M_{b,1}}{L_2}$$

Kui koormus plaadile võrdub peatükis 5 määratud kandevõimega, saame avaldada minimaalsed nõutavad ääretalade paindekandevõimed külgedel B ja D järgnevalt:

$$M_{b,1} = \frac{pL_1L_2^{\,2} - 8ML_{1,\text{eff}}}{12}$$

kus

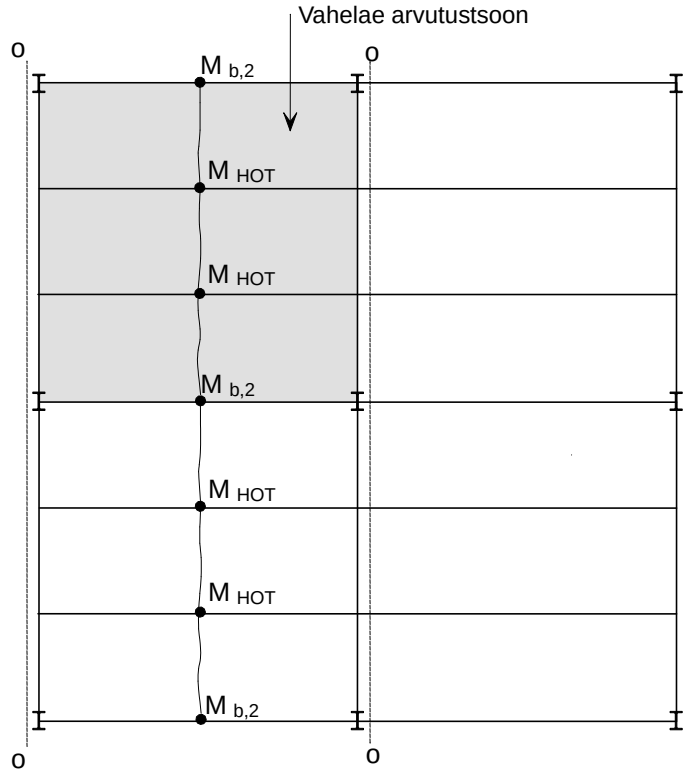
$L_{1,\text{eff}}$ on joonliigendi arvutuspikkus, mis jätab arvestamata selle plaadiosa, mis töötab koos komposiittalana toimivate ääretaladega;

M on plaadi paindekandevõime joonliigendi ühikpikkuse kohta;

p on ühtlaselt jaotatud koormus vahelaele tulekahjuolukorras.

6.4.2.2 Plastne joonliigend tulekaitseta talade ristsihis

Eeldatakse, et plastne joonliigend tekib silde 2 sihis vahelae arvutustsooni keskel (vt joonis 6.11).



Joonis 6.11 *Plastne joonliigend ristsihis tulekaitseta taladega, ääre-tingimused küljel A*

Kui vaatame ühiksiiret joonliigendi kohal, siis avaldub pööre joonliigendis järgneval kujul:

$$\text{plastse joonliigendi pööre} = 2\frac{1}{L_1/2} = \frac{4}{L_1}$$

Sisejõudude töö plastse joonliigendi pöördel:

$$\text{sisejõudude töö} = \left(4ML_{2,\text{eff}} + 3M_{b,2} + 2nM_{\text{HOT}}\right)\frac{4}{L_1}$$

$$= \frac{8ML_{2,\text{eff}}}{L_1} + \frac{12M_{b,2}}{L_1} + \frac{8nM_{\text{HOT}}}{L_1}$$

Välisjõudude töö plaadi siirdel:

$$\text{välisjõudude töö} = \frac{1}{2} p L_1 2 L_2$$

Pannes sise- ja välisjõudude töö võrduma, saame:

$$p L_1 L_2 = \frac{8 M L_{2,\text{eff}}}{L_1} + \frac{12 M_{\text{b},2}}{L_1} + \frac{8 n M_{\text{HOT}}}{L_1}$$

Kui koormus plaadile võrdub peatükis 5 määratud kandevõimega, saame avaldada minimaalsed nõutavad ääretalade paindekandevõimed külgedel A ja C järgnevalt:

$$M_{\text{b},2} = \frac{p L_1^{\,2} L_2 - 8 M L_{2,\text{eff}} - 8 n M_{\text{HOT}}}{12}$$

kus

$L_{2,\text{eff}}$ on joonliigendi arvutuspikkus, mis jätab arvestamata selle plaadiosa, mis töötab koos komposiittalana toimivate ääretalade ja tulekaitseta sisemiste taladega;

M on plaadi paindekandevõime joonliigendi ühikpikkuse kohta;

p on ühtlaselt jaotatud koormus vahelae arvutustsoonile tulekahjuolukorras.

6.4.3 Ilma ääretaladeta arvutustsoon

Nende arvutustsoonide puhul, kus ükski tsooni ääretala ei ole vahelae ääretalaks, võib tagavaraga kasutada osas 6.4.2 toodud avaldisi.

6.4.4 Ääretalade arvutus

Vahelae servatalad projekteeritakse tavaliselt mittekomposiittalana. Põhjuseks on asjaolu, et komposiittalale nõutava täiendava põikarmatuuri maksumus on sageli suurem kui veidi raskema mittekomposiidina töötava terastala maksumus. Siiski on tulepüsivuse seisukohalt oluline, et vahelaeplaat on korralikult ankurdatud ääretala külge, kuna need talad on arvutustsoonide servades. Seetõttu, juhul kui ääretalad projekteeritakse mittekomposiittaladena, peavad neil olema nihketüüblid maksimaalse sammuga 300 mm ja U-rauad, mis seovad ääretala komposiitplaadiga.

6.5 Termiline arvutus

FRACOF programm kasutab temperatuurijaotuse määramiseks komposiitplaadis 2D lõplike vahedega soojusülekande arvutust. Seda meetodit on pika aja jooksul kasutatud SCI-s teras- ja komposiitristlõigetes temperatuurijaotuse määramiseks ning selle usaldusväärsust on kontrollitud võrdluses katseandmetega.

Arvutatav objekt peab olema kirjeldatud ristvõrgustikuna. Meetodiga saab arvutada ka profiilplekiga komposiitplaatide kaldtahkude temperatuurijaotust, kasutades järgnevalt toodud kujutegureid.

FRACOF tarkvaras kasutatavad terase ja betooni termilised omadused on vastavuses standardi EN1994-1-2 väärtustega.

Termilised mõjud arvutatakse elemendi pinnale mõjuva netosoojusvoo $\dot{h}_{\text{net}}$ järgi. Netosoojusvoo määramisel arvestatakse nii konvektsiooni kui ka kiirgusega.

$$\dot{h}_{\mathrm{net}} = \dot{h}_{\mathrm{net,c}} + \dot{h}_{\mathrm{net,r}} \tag{12}$$

Konvektiivne netosoojusvoo komponent määratakse nii:

$$\dot{h}_{\mathrm{net,c}} = \alpha_{\mathrm{c}} \left(\theta_{\mathrm{g}} - \theta_{\mathrm{m}} \right) \tag{13}$$

kus

α_{c} on konvektiivse soojusülekande tegur,

θ_{g} on gaasi temperatuur,

θ_{m} on elemendi pinna temperatuur.

Standardtulekahju olukorras võetakse elemendi termilistes arvutustes tulele avatud küljel konvektiivse soojusülekande teguriks α_C = 25 W/m^{2}K.

Loomuliku tulekahju mudeli puhul suureneb konvektiivse soojusülekandetegur väärtuseni α_C = 35 W/m^{2}K.

Tule eest varjatud plaadi poolel arvutatakse soojusvoog, lähtudes konvektiivsest soojusülekandest, aga selleks, et kaudselt võtta arvesse ka kiirguslikku soojusvoogu, võetakse konvektiivse soojusülekande teguriks α_C=9 W/m^{2}K.

Kiirguslik netosoojusvoog määratakse järgnevast avaldisest:

$$h_{\mathrm{net,r}} = \Phi \varepsilon_{\mathrm{m}} \varepsilon_{\mathrm{f}} \sigma \left[\left(\theta_{\mathrm{r}} + 273 \right)^4 - \left(\theta_{\mathrm{m}} + 273 \right)^4 \right] \tag{14}$$

kui

Φ on kujutegur,

ε_{m} on elemendi pinna kiirgusvõime,

ε_{f} on tule kiirgusvõime,

σ on Stefan-Boltzmanni konstant (5,67 × 10^{-8} W/m^{2}K^4),

θ_{r} on tule efektiivne kiirgustemperatuur,

θ_{m} on elemendi pinnatemperatuur.

Tule kiirgusvõime soovituslik väärtus standardi EN1994-1-2 kohaselt on $\varepsilon_{\mathrm{f}} = 1.0$. Elemendi kiirgusvõime võib määrata tabeli 6.4 põhjal.

6.5.1 Kujutegurid

Profiilplekkide puhul kasutatakse nende igal tahul netosoojusvoo täpsustamiseks kujutegureid. Trapetsprofiilplekkidele on kujutegurid vastavalt asukohale näidatud joonisel 6.12, tuvisabaprofiilidele on tegurid toodud joonisel 6.13.

Trapetsprofiilid

Trapetsprofiili alumisel vööl võetakse kujuteguriks 1.0. Ülemisel vööl on kujuteguriks Φ_{TOP}, mis arvutatakse järgnevalt:

$$\Phi_{TOP} = \frac{2\tan^{-1}\left(\frac{h}{2(p - b_1)}\right)}{3.14}$$

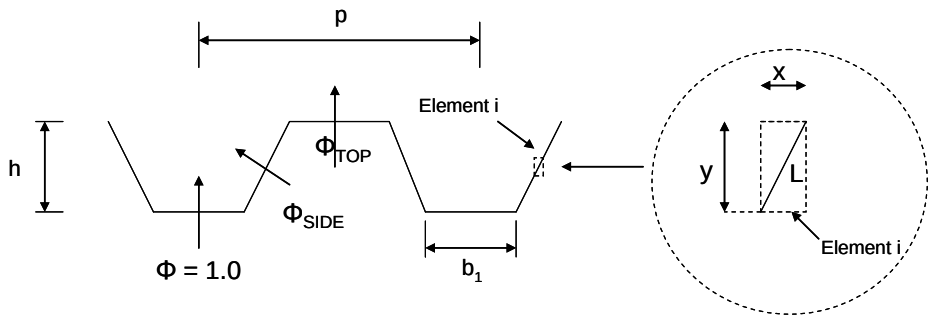
Trapetsprofiili seina kaldtahule arvutatakse kujutegur Φ_{SIDE} järgnevalt:

$$\Phi_{SIDE} = 0.5\frac{L}{x+y}$$

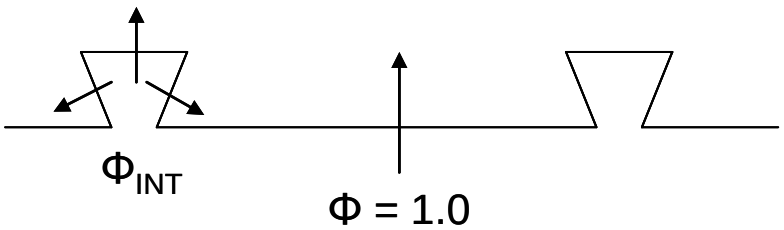
Tuvisabaprofiil

Tuvisabaprofiili alumise vöö kujutegur on 1.0. Teiste pindade kujutegurid arvutatakse järgnevalt:

$$\Phi_{INT} = 0.3\frac{L}{x+y}$$



Joonis 6.12 *Profiilplekkide kujutegurid*



Joonis 6.13 *Kujutegurid kalasabaprofiiliga plekile*

6.5.2 Materjali omadused

Kasutusel on järgnevad terase ja betooni omadused, mis põhinevad standardi EN1994-1-2 soovitustel. Tabelis 6.4 on toodud terase, kergbetooni ja tavabetooni pinnakiirguse tiheduse ja niiskussisalduse väärtused.

Tabel 6.4 *Terase ja betooni omadused*

	Teras	Tavabetoon	Kergbetoon
Kiirgus, ε_m	0.7	0.7	0.7
Tihedus, ρ	7850	2300	1850
Niiskusprotsent massi kohta	0	4	4

Terase erisoojusmahtuvuse C_a kõikidele konstruktsioon- ja armatuurterastele saab arvutada järgmise temperatuurist sõltuva avaldisega:

$$C_a = 425 + 0.773\theta - 0.00169\,\theta^2 + 0.00000222\,\theta^3 \quad \text{(J/kg K)} \quad 20°C \le \theta \le 600°C$$

$$C_a = 666 - \frac{13002}{(\theta - 738)} \quad \text{(J/kg K)} \quad 600°C \le \theta \le 735°C$$

$$C_a = 545 - \frac{17820}{(\theta - 731)} \quad \text{(J/kg K)} \quad 735°C \le \theta \le 900°C$$

$C_a = 650$ (J/kg K) $900°C \le \theta \le 1200°C$

Kuiva tavabetooni puhul kasutatakse järgnevaid temperatuurist sõltuvaid erisoojusmahtuvuse C_c väärtusi:

$C_c = 900$ (J/kg K) kui $20\ °C \le \theta \le 100\ °C$

$C_c = 900 + (\theta - 100)$ (J/kg K) kui $100\ °C \le \theta \le 200\ °C$

$C_c = 1000 + (\theta - 200)/2$ (J/kg K) kui $200\ °C \le \theta \le 400\ °C$

$C_c = 1100$ (J/kg K) kui $400\ °C \le \theta \le 1200\ °C$

Vastavalt standardi EN1994-1-2 juhistele kasutatakse kergbetooni puhul järgmisi temperatuurist sõltuvaid erisoojusmahtuvuse väärtusi.

$C_c = 840$ (J/kg K) kõikide temperatuuride puhul

Terase soojusjuhtivus sõltub temperatuurist nii:

$$\lambda_a = 54 - 0.033\,(\theta - 20) \quad \text{kuid mitte vähem kui 27,3} \quad \text{(W/mK)}$$

Tavabetooni soojusjuhtivuse ülemine väärtus võetakse standardist EN1994-1-2 ja see sõltub temperatuurist nii:

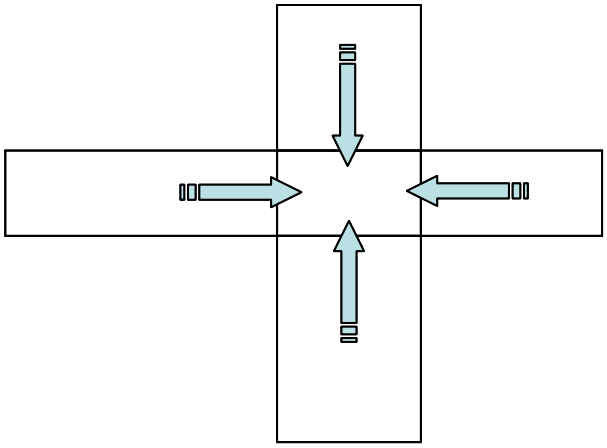
$$\lambda_C = 2 - 0.2451\,(\theta/100) + 0.0107\,(\theta/100)^2 \quad \text{(W/mK)}$$

Kergbetooni soojusjuhtivus sõltub samuti temperatuurist:

$$\lambda_C = 1 - (\theta/1600) \quad \text{kuid mitte vähem kui 0,5} \quad \text{(W/mK)}$$

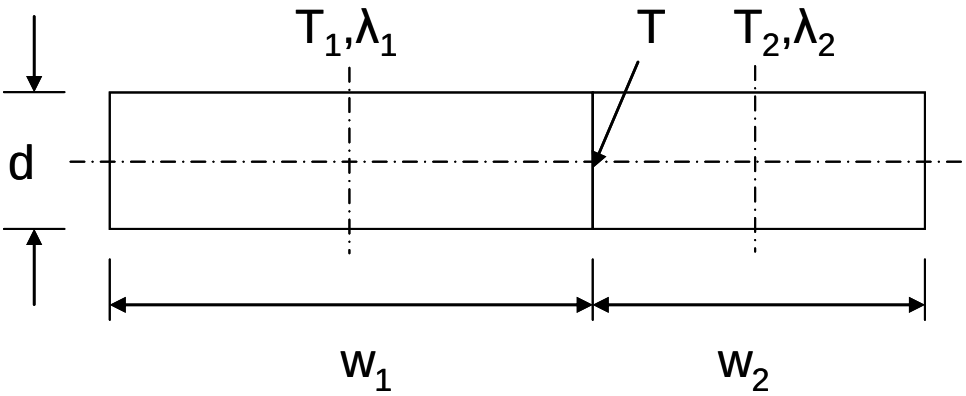
6.5.3 Sisemine konduktiivne soojusülekanne

Termilise arvutusega määratakse soojusülekanne materjali osakeste vahel vastavalt joonisele 6.14.



Joonis 6.14 *Konduktiivse soojusülekande põhimõte*

Soojusülekanne ajaühikus sõltub materjaliosakeste suurusest, temperatuurist ja soojusjuhtivusest. Iga osakestepaari vaadeldakse eraldi ja arvutatakse netosoojus, mida juhitakse osakese sisse või osakesest välja. Soojusülekande põhimõtet selgitab joonis 6.15.



Joonis 6.15 *Konduktsiooni põhimõte*

Temperatuur määratakse iga osakese keskel (T_1, T_2). Temperatuur osakeste-vahelisel kontaktpinnal on T. Soojusülekanne osakeselt 1 kontaktpinnale on sama suur kui soojusülekanne kontaktpinnalt osakesele 2. Osakeste konduktiivsused on vastavalt λ_1 and λ_2.

Soojusülekanne ajaühikus osakese 1 keskelt kontaktpinnale on

$$h = \frac{2D\lambda_1}{w_1}\left(T - T_1\right)$$

See on võrdne soojusülekandega ajaühikus kontaktpinnalt osakese 2 keskele:

$$h = \frac{2D\lambda_2}{w_2}\left(T_2 - T\right)$$

Seega, elimineerides kontaktpinna temperatuuri T, saame

$$h = \frac{\left(T_2 - T_1\right)}{\left(\frac{w_1}{2D\lambda_1} + \frac{w_2}{2D\lambda_2}\right)} \text{ ajaühiku kohta}$$

Selle avaldise abil arvutatakse soojusülekanne kõikide osakeste vahel. Iga osakese puhul arvutatakse välja suurus:

$$\frac{w}{2D}$$

Soojusjuhtivuse väärtus sõltub tihti temperatuurist ja arvutatakse arvutusprotsessi kiirendamiseks välja etteantud ajavahemike tagant (tavaliselt 30 sekundit).

6.5.4 Arvutuslikud temperatuurid tulekaitseta taladele

Arvutustemperatuurid tulekaitseta terastaladele määratakse standardis EN1994-1-2 peatükis 4.3.4.2.2 toodud lihtsustatud arvutusmeetodiga. Terase temperatuuri muutus väikese ajavahemiku jooksul arvutatakse järgmisest avaldisest:

$$\Delta\theta_{\mathrm{a,t}} = k_{\mathrm{shadow}}\left(\frac{1}{c_{\mathrm{a}}\,\rho_{\mathrm{a}}}\right)\left(\frac{A_{\mathrm{i}}}{V_{\mathrm{i}}}\right)\dot{h}_{\mathrm{net}}\,\Delta t$$

kus

k_{shadow} on varjestust arvestav parandustegur

ρ_a on terase tihedus

Δt on ajavahemik

A_i/V_i on ristlõike osa I ristlõiketegur

FRACOF tarkvara arvutab terase temperatuuri ristlõike alumises vöös 2,5 sekundi tagant. Varjestust arvestav parandustegur võetakse 1,0.

Alumise vöö ristlõiketegur avaldatakse sõltuvalt vöö paksusest e_1:

$$A_i/V_i = \frac{2000}{e_1}$$

Materjali omadused on esitatud peatükis 6.5.2.

Netosoojusvoog arvutatakse vastavalt avaldisele 12, kusjuures konvektiivne ja kiirguslik komponent arvutatakse vastavalt avaldistele 13 ja 14 (konvektiivne ja kiirguslik). Kiirgusliku soojusvoo määramisel avaldisest 14 tuleb kujuteguri väärtuseks võtta 1,0.

7 TÄISMÕÕTMETES KOMPOSIIT-VAHELAE TULEPÜSIVUSKATSE

7.1 Üldist

Nagu 5. peatükis kirjeldati, arendati lihtsustatud arvutusmeetod välja täismõõtmetes konstruktsioonide katsetamisel loomuliku tulekahju tingimustes, kus vahelagedele mõjus tuletõkkesektsioonis täielikult väljaarenenud põleng. Samu arvutuspõhimõtteid võib kasutada ka standardtulekahju jaoks. Siiski, vajavad mitmed asjaolud täiendavat uurimist, näiteks

- pikaajalised põlengud (kuni 120 minutit),
- erinevad konstruktsioonilahendused,
- arvutuskoormuste suuremad väärtused

Nende asjaolude täpsustamiseks viidi projekti FRACOF käigus läbi katse põletusahjus. Eesmärgiks oli saada katselist kinnitust komposiitvahelae toimimise kohta standardtulekahju tingimustes ja laiendada vahelaeplaadi membraanina toimimise kasutusala. Lisaks sellele viidi projekti COSSFIRE käigus läbi täiendav tulekatse põletusahjus betoonplaadi ja terastala vahelise nihkeliite tugevuse uurimiseks membraanina töötava tugevalt läbivajunud komposiitplaadi servades. Katsetati kaht täismõõtmetes komposiitvahelae katsekeha vastavalt standardile EN1365-2. Katsetes uuritud vahelaed toimisid erakordselt hästi ning ilmnes seda tüüpi konstruktsioonide silmapaistvalt kõrge vigastustaluvus tulekahjuolukorras.

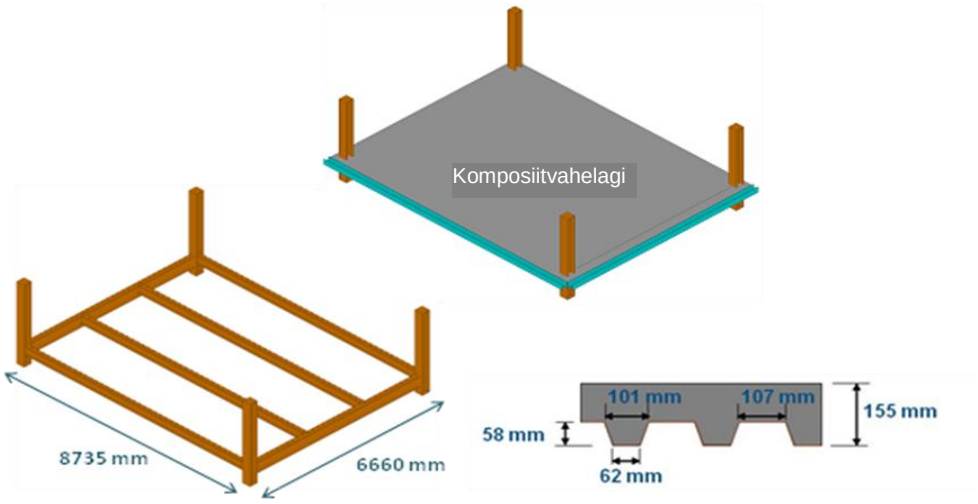
7.2 FRACOF projekti katse

7.2.1 Katsekeha

Katsekeha on kirjeldatud joonisel 7.1. Komposiitvahelae elementideks olid neli abitala, kaks peatala, neli lühikest posti ja 155 mm paksune plaat.

Katsekeha projekteeritud tulepüsivusaeg oli 120 minutit. Postidele toetuvad peatalad olid tulekaitsega, abitalad aga tulekaitseta. Katsekeha kandevõime määrati lihtsustatud arvutusmeetodiga, käsitledes katsekeha ühe arvutustsoonina, vt peatükk 6. Arvutus näitas, et kandevõime tagamiseks on piisav, kui armatuurvõrk pindalaga 256 mm^2/m on mõlemas suunas 50 mm sügavusel betooni pealispinnast. Vastavalt lihtsustatud arvutusmeetodile peaks katsekeha 120 minutilise standardtulekahju jooksul säilitama kandevõime 7,58 kN/m^2. Betoonplaadi paksus valiti vastavalt standardis EN 1994-1-2 toodud kaitsekihi nõuetele 120 minutilise standardtulekahju puhul[33].

Betoonplaat ja terastalad olid ühendatud polttüüblitega. Talad olid postide vööde külge kinnitatud painduvate otsaplaatide ja posti seina külge topeltnurkrauast klambrite abil. Taladevahelised liited olid topeltnurkraudadest (joonis 7.2). Komposiitplaadi terasosaks oli 0,75 mm paksusega COFRAPLUS60 trapetsprofiilplekist, mis on prantsuse turul laialdaselt kasutusel. Selle profiilpleki puhul on komposiitplaadi betoonribide maht suhteliselt väike ja seepärast soojeneb plaat kiiremini, võrreldes mitmete muude plaatidega.



Teraskarkass Komposiitplaat

Joonis 7.1 *Katsekeha skeem*

Katsekeha mõõtmed:

- abitala sille: 8,735 m,
- peatala sille: 6,66 m,
- komposiitplaadi sille: 2,22 m,
- terasposti pikkus: 2,5 m, millest 0,8 m allpool komposiitplaati.

Selle vahelae projekteerimisel rakendati järgnevaid normatiivseid koormusväärtusi:

- alaline koormus: kandekonstruktsiooni omakaal pluss 1,25 kN/m² mittekandvate elementide kaal.
- muutuv koormus: 5,0 kN/m²

Tavatemperatuuril rakendati vastavalt standardile EN1990 koormuskombinatsiooni

$$\sum \gamma_{G,j,\sup} G_{k,j,\sup} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$$

kus

$\gamma_{G,j,\sup}$ on alalise koormuse osavarutegur j (siin võetud 1,35),

$G_{k,j,\sup}$ on alaline koormus j,

$\gamma_{Q,1}$ on domineeriva muutuvkoormuse osavarutegur (siin võetud 1,5),

$Q_{k,1}$ on domineeriv muutuvkoormus.

Selle koormuse mõjumisel kontrolliti teraselementide ja komposiittalade nihkeliite kandevõimet tavatemperatuuril vastavalt standardile EN 1994-1-1[(34)]. Liited projekteeriti standardi EN 1993-1-8[(35)] kohaselt. Põhielementide ristlõiked valiti järgnevalt:

- abitalad: IPE300, terase klass S235,
- peatalad: IPE400, terase klass S355,

- postid: HEB260, terase klass S235.

Vahelaeplaat tehti tavabetoonist, klass C30/37.

(a) Tala ühendus postiga painduva otsaplaadi ja topeltnurkrauast klambriga

(b) Talade ühendus topeltnurkrauast klambriga

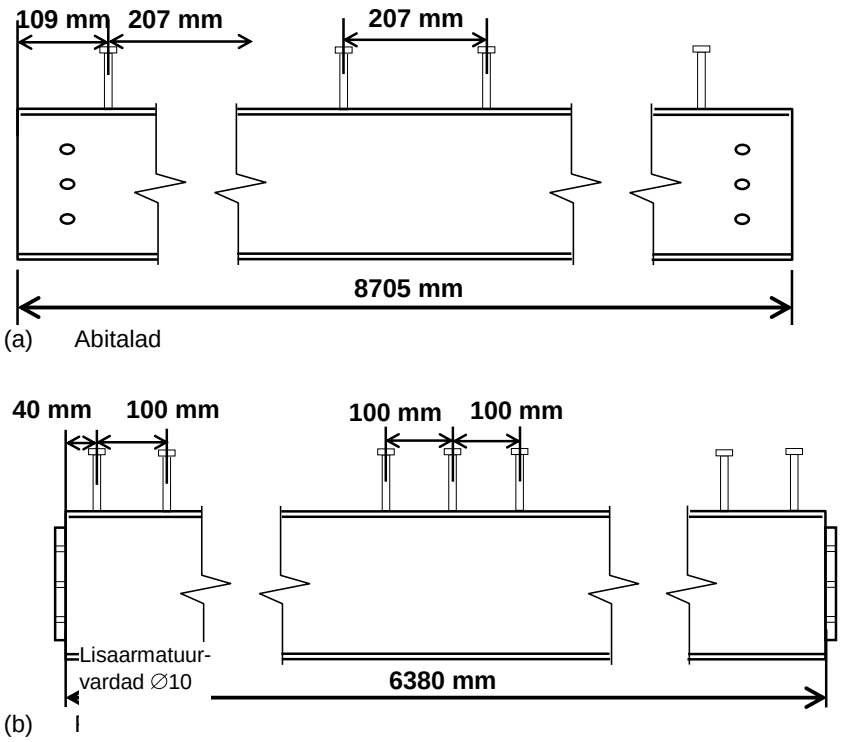
Joonis 7.2 *Teraselementide liited*

Tegelikud terase ja betooni omadused määrati toatemperatuuril. Nominaalsed ja mõõdetud väärtused on toodud tabelis 7.1.

Tabel 7.1 *Katsekeha elementide materjalide omadused*

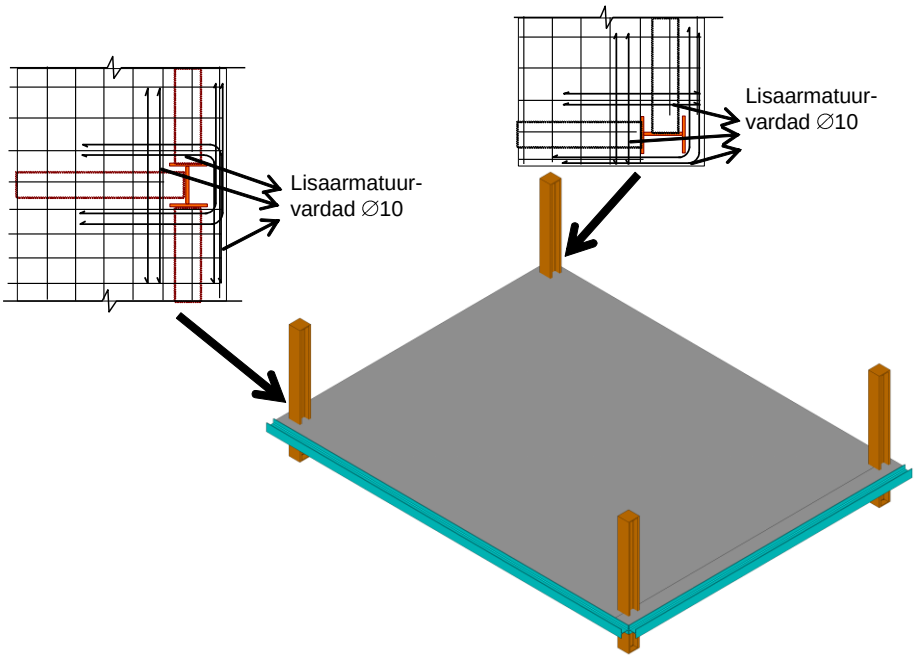
Materjal	Mehaanilised omadused			
Abitalad, klass S235	Voolavuspiir (MPa)		Tõmbetugevus (MPa)	Mõõdetud maksimaalne pikenemine
	Nominaal	Mõõdetud	Mõõdetud	31,6 %
	235	311	446	
Peatalad, klass S355	Voolavuspiir (MPa)		Tõmbetugevus (MPa)	Mõõdetud maksimaalne pikenemine
	Nominaal	Mõõdetud	Mõõdetud	29,9 %
	355	423	549	
Armatuur-võrk, klass B500A	Voolavuspiir (MPa)		Tõmbetugevus (MPa)	Mõõdetud maksimaalne pikenemine
	Nominaal	Mõõdetud	631	15,5 %
	500	594		
Betoon C30/37	Survetugevus (MPa)			
	Normatiivne väärtus		Mõõdetud	
	30		36,7	

Nihkeliiteks olid tüüblid diameetriga 19 mm ja kõrgusega 125 mm, nende asetus on näidatud joonisel 7.3.



Joonis 7.3 *Nihketüüblite asetus terastaladel*

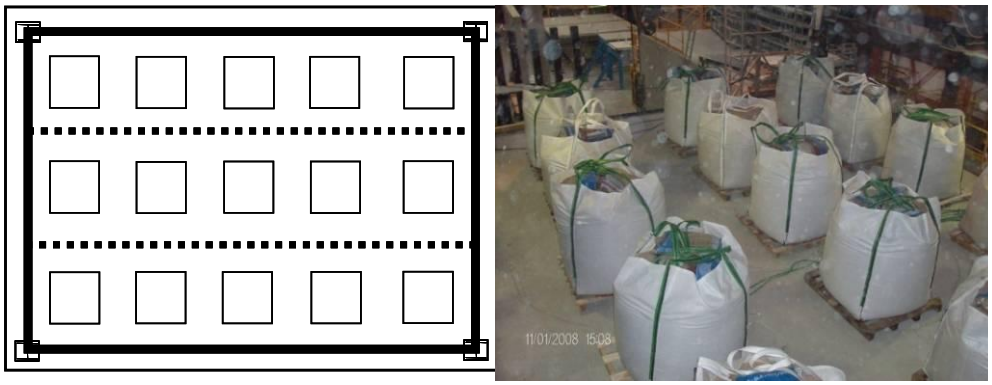
Armatuurvõrk paigaldati 50 mm plaadi ülemisest pinnast allapoole. Võrguvarraste läbimõõt oli 7 mm, terase klass S500, mõlemas suunas oli varraste keskmete vahekaugus 150 mm. Lisaks sellele kasutati 10 mm läbimõõduga vardaid vahelaeplaadi servades (vt joonis 7.4).



Joonis 7.4 *Liitedetailid põlengukatsetes uuritud konstruktsioonil*

7.2.2 Katsemetoodika

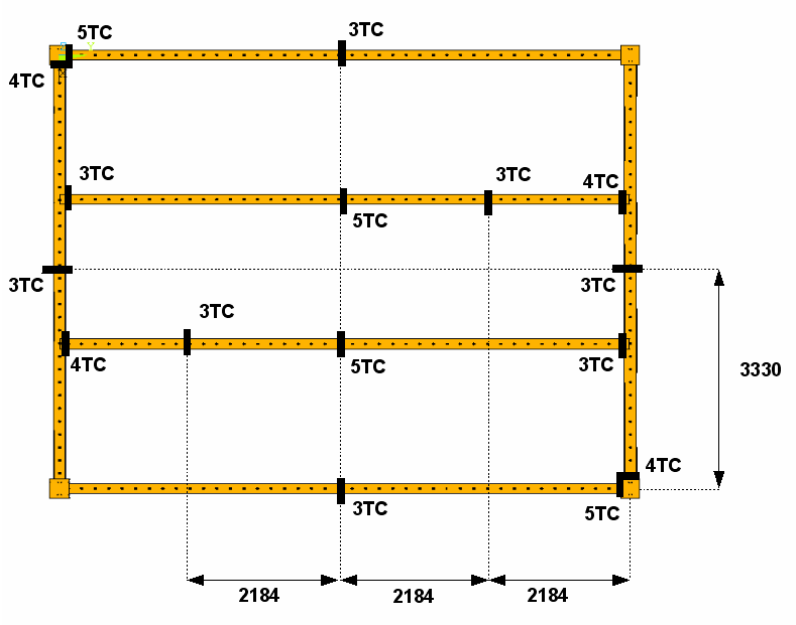
Tulekatse ajal koormati vahelage viieteistkümne ühtlaselt plaadile jaotatud liivakotiga (vt joonis 7.5). Iga liivakott kaalus täpselt 15,0 kN, mis moodustab ühtlaselt jaotatud koormuse 3,87 kN/m². Kui kasutada soovituslikku kombinatsiooniteguri ψ_1 väärtust 0,5, siis on see koormus Eurokoodeksi büroopindade tulekahjuolukorra koormuskombinatsiooni kohasest arvutuskoormusest 3,75 kN/m² veidi suurem.



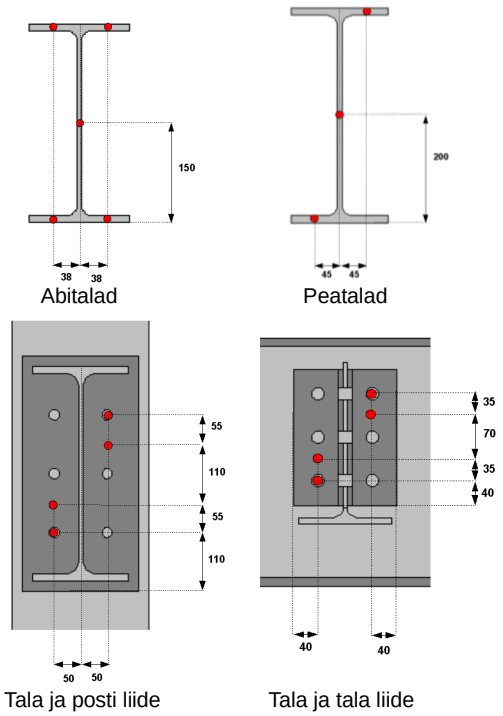
Joonis 7.5 *Vahelae koormamine liivakottidega*

Peatükis 5 esitatud lihtsustatud arvutusmeetodi kohaselt on vahelae kaks abitala ja plaat ilma tulekaitseta. Seejuures kõik ääretalad vahelae arvutustsooni servades (kõik vahetult postidele toetuvad talad) ja kõik postid on tulekaitsega nii, et nad säilitavad kogu tulekahju ajal kandevõime. Kõik ühendussõlmed olid samuti tule mõju eest kaitstud. Tulekaitseks kasutati kahekihilist mineraalkiust matti [25 mm-128 kg/m^3]. Armatuurvõrk plaadi mõlema pinna lähedal keevitati kahe plaadi servas oleva tala külge (vt joonis 4.1). Need talad omakorda olid kinnitatud ahju konstruktsioonide külge, et simuleerida komposiitvahelae jätkuvust.

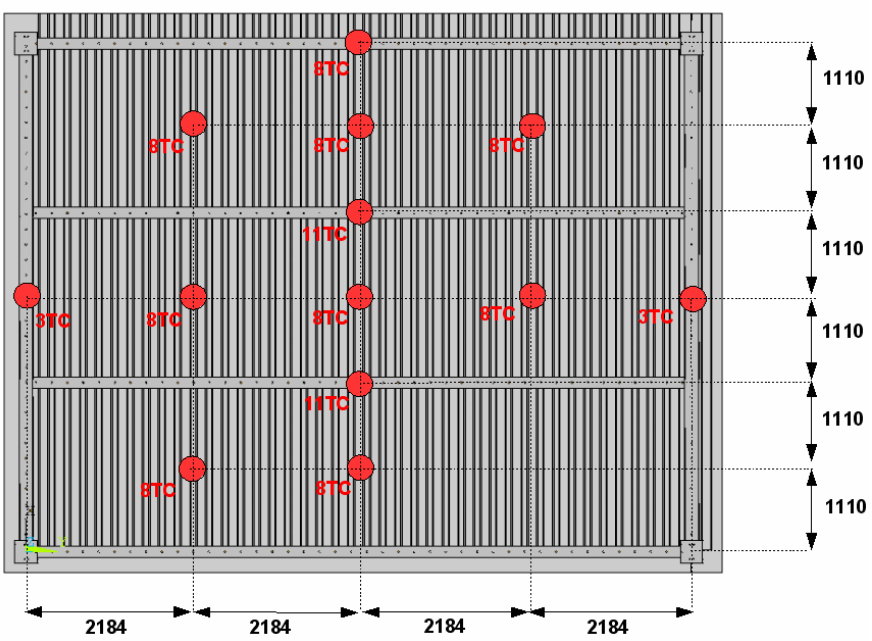
Andmed saadi katsekehal 194 mõõtepunktist. Peamisteks mõõdetud suurusteks olid temperatuur ja vahelae läbipainde kuju. Teraskarkassi ja plaadi temperatuurijaotuse uurimiseks kasutati ligikaudu 170 termopaari (vt joonis 7.6, 7.7, 7.8 ja 7.9). Vahelae läbipainet mõõdeti seitsme siirdemõõtjaga (vt joonis 7.10). Vahelae horisontaalset liikumist mõõdeti kahe siirdemõõtjaga. Spetsiaalse kuumuskindla videokaameraga jälgiti ahjus vahelae deformatsioone.



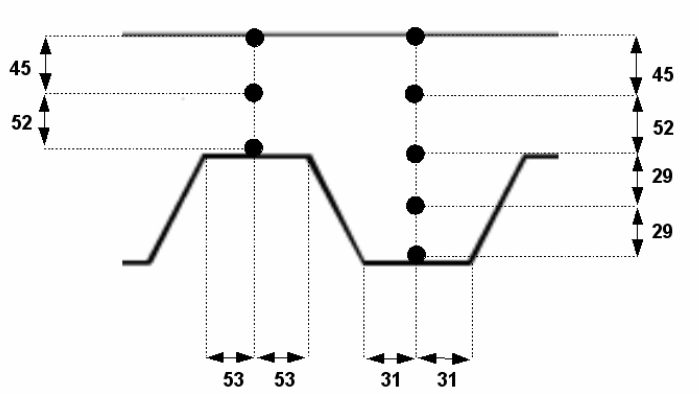
Joonis 7.6 *Termopaaride asetus teraskarkassil*



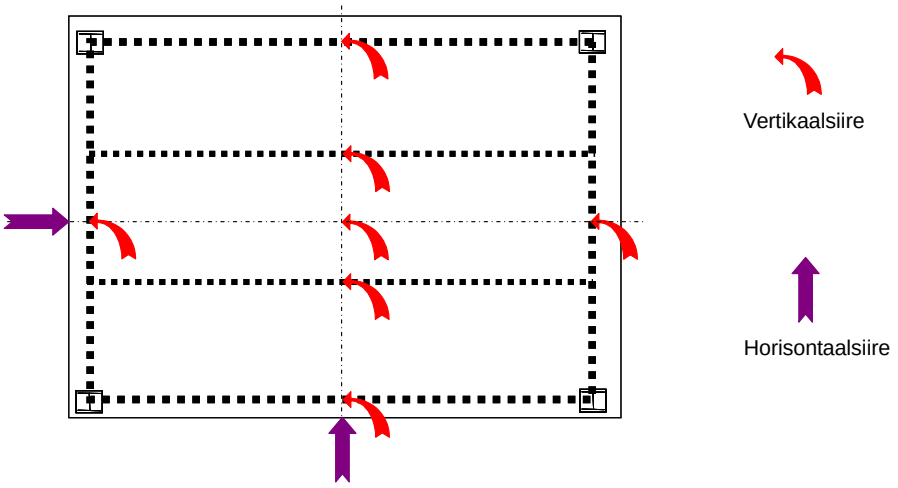
Joonis 7.7 *Termopaaride asetus terasristlõigetes*



Joonis 7.8 *Termopaaride asetus ja numeratsioon komposiitplaadis*



Joonis 7.9 *Komposiitplaadi tüüpristlõige, näidatud on termopaaride asetus*



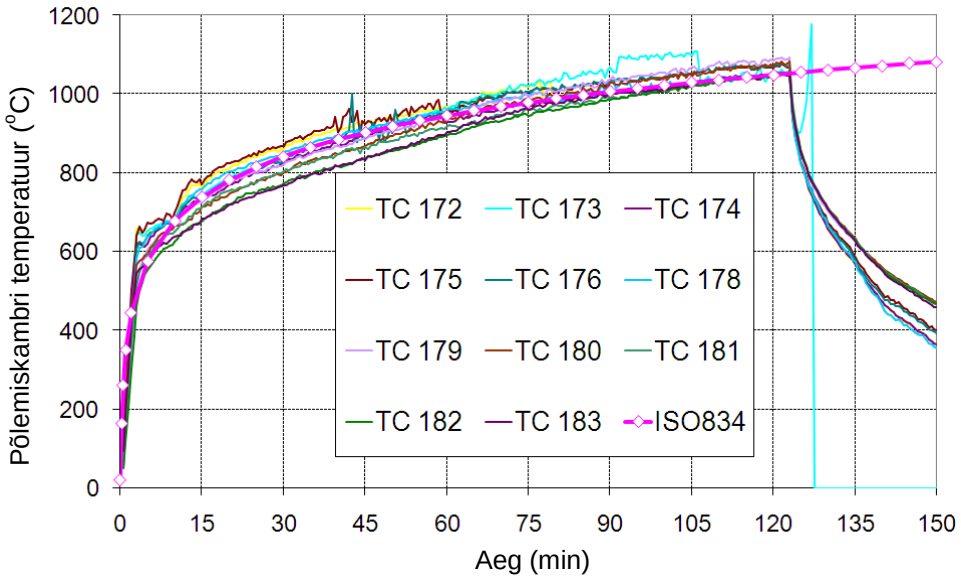
Joonis 7.10 *Siirdemõõtjate asetus*

7.2.3 Tulemused

Katse kestis üle 120 minuti ja tuli kustutati pärast vahelae purunemist. Sellegipoolest jätkus andurite näitude salvestamine veel kuni 900 minutini, mis võimaldas jälgida vahelaeplaati ka jahtumisfaasis.

7.2.3.1 Temperatuuri jaotus konstruktsioonis

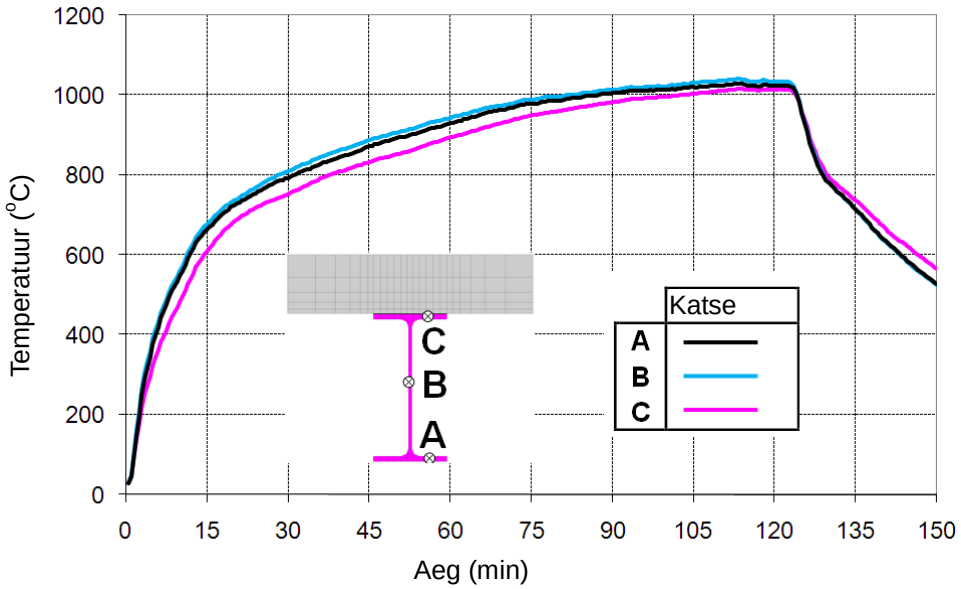
Katse ajal mõõdeti ahjus temperatuuri plaattermopaaridega vastavalt standardi EN1363- nõuetele. Need termopaarid asusid plaadi alumisel küljel ja nende näidu järgi sai kindlaks teha, kas ahju temperatuur püsis tulekatsete standardis EN1363-1 lubatud tolerantsi piirides (vt joonis 7.11).



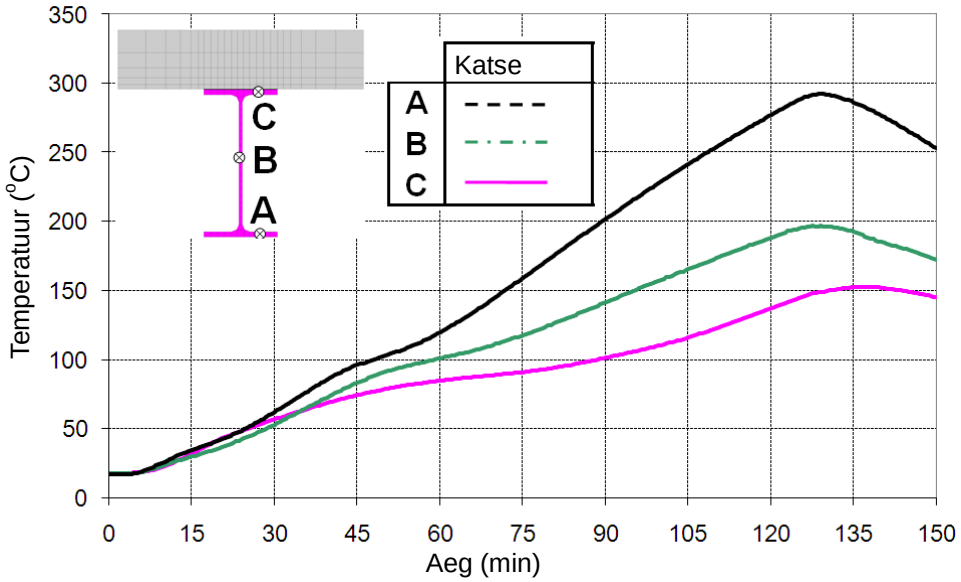
Joonis 7.11 *Ahju temperatuuri ja standardtulekahju temperatuurikõvera võrdlus*

Komposiittalade silde keskel mõõdeti temperatuuri iga ristlõike alumises vöös, seinas ja ülemises vöös. Kokkuvõte taladel mõõdetud temperatuuridest on toodud joonisel 7.12 ja 7.13. Tulekaitseta terastalade temperatuuri maksimaalne väärtus oli 1040 °C. Tulekaitsega terastalade maksimaalne temperatuur ulatus kuni 300 °C; see on madalam kui eeldatavasti tegelikkuses, kuna need talad asetsesid ahju äärealadel.

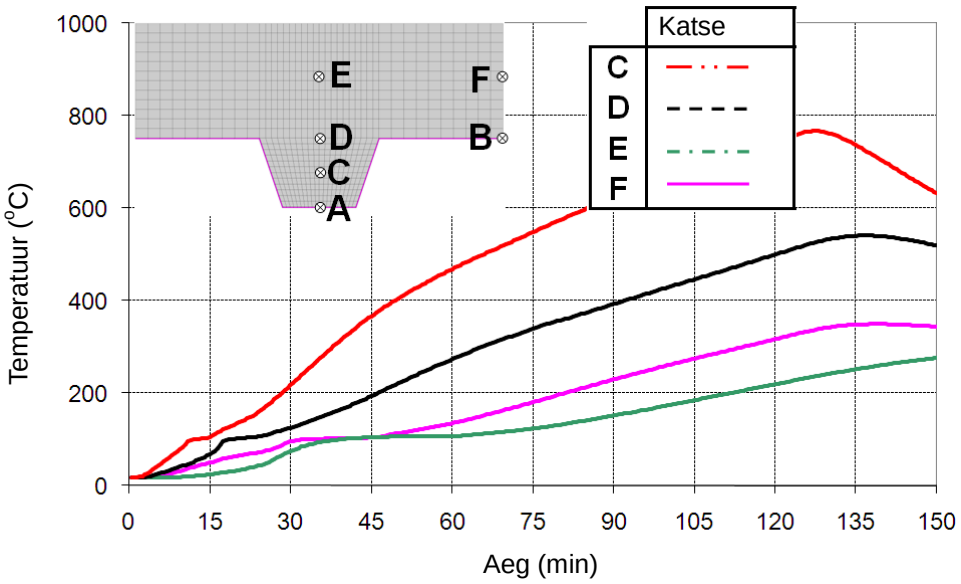
Kokkuvõte komposiitplaadis mõõdetud temperatuuridest on esitatud joonisel 7.14. Temperatuure punktides A ja B ei saanud mõõta, kuna profiilpleki külge kinnitatud termopaarid läksid rivist välja juba katse alguses, tõenäoliselt oli põhjuseks betooni ja terase vahelise nakke kadumine kõrge temperatuuri juures. Profiilpleki eraldumist betoonist võis täheldada suures piirkonnas. Temperatuur, mis mõõdeti tule mõjule mitte avatud komposiitplaadi poolel, on esitatud joonisel 7.15. Tule vastaspoolel tõusis komposiitplaadi temperatuur 120 minutiga veidi üle 100 °C, mis on väiksem kui isolatsiooni kriteeriumist tulenev maksimaalne lubatav väärtus 140 °C.



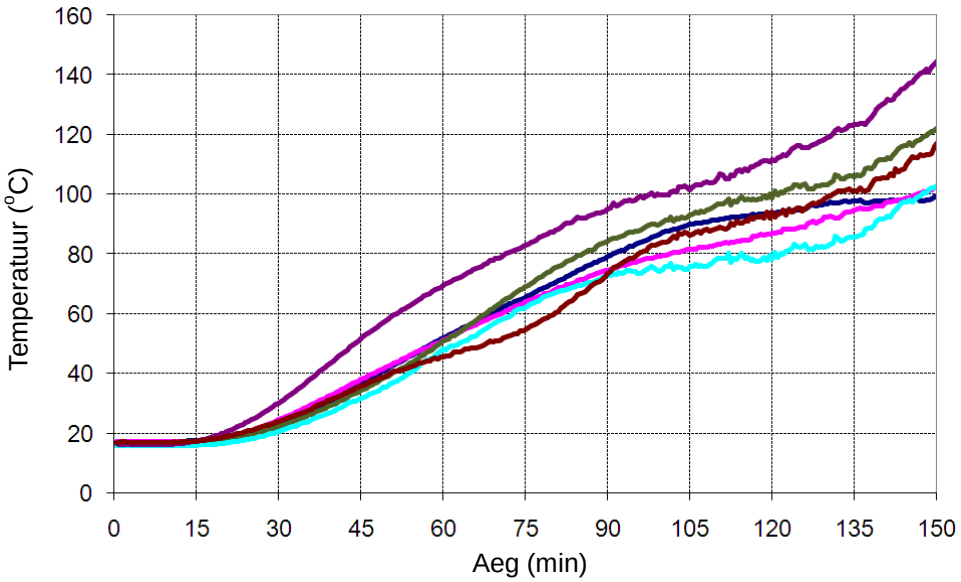
Joonis 7.12 *Tulekaitseta terastalade soojenemine*



Joonis 7.13 *Tulekaitsega terastalade soojenemine*



Joonis 7.14 *Temperatuur komposiitplaadis*



Joonis 7.15 *Temperatuur tule mõju eest varjatud plaadi küljel*

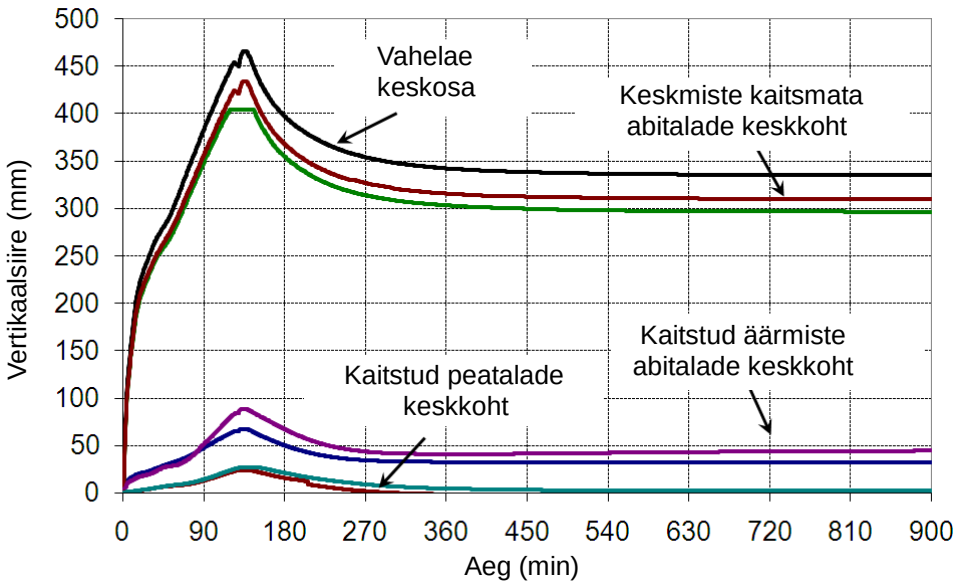
7.2.3.2 Konstruktsioonielementide deformatsioonid

Joonisel 7.16 on esitatud vahelae vertikaalsed siirded kogu tulekahju vältel. Läbipainde vähenemine umbes 120-minutilise põlengu järel vastab ajale, mil põletid ahjus välja lülitati. Täpsem ülevaade nendest läbipainetest, peamiselt kuumutamisfaasis, on toodud joonisel 7.17. On näha, et vahelae maksimaalne läbipaine on umbes 450 mm ja läbipainded kahe tulekaitseta abitala kohal olid ligikaudu 420 mm, s.o vähem kui üks kahekümnendik nende sildest. Jahtumisfaasis suurenes läbipaine veidi ja saavutas maksimaalse väärtuse 135 minutit pärast põlengu algust. Kuigi ahju temperatuur oli selleks ajaks langenud temperatuurilt 1050 °C temperatuurini 600 °C (vt joonis 7.12), toimus ikka veel soojuse ülekanne läbi

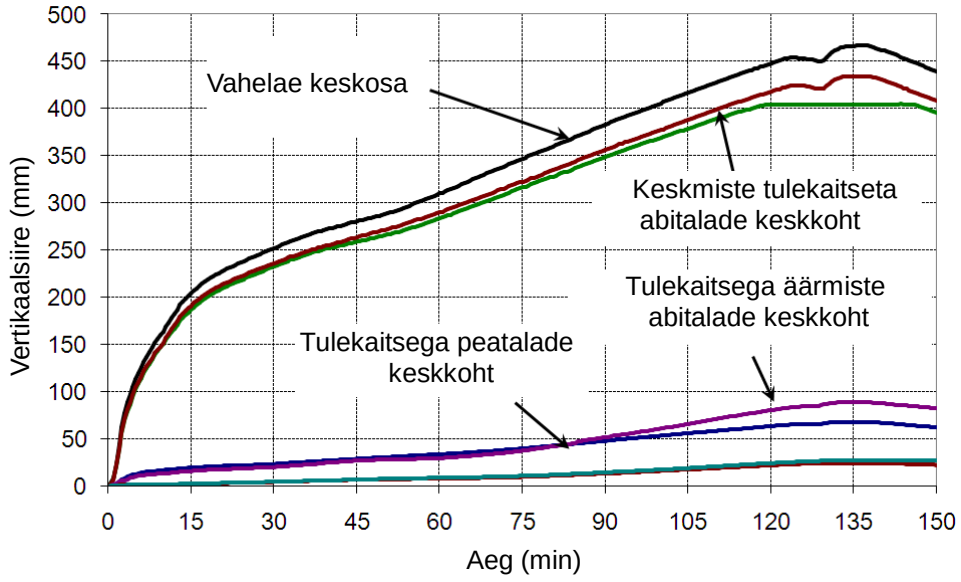
komposiitplaadi ja just siis saavutas armatuur oma maksimaalse temperatuuri (vt joonis 7.14).

Katsetatava vahelae servas asuvate tulekaitsega talade temperatuur tõusis ainult 300 °C-ni. Kuna terase voolavuspiir temperatuuril 300 °C on peaaegu sama nagu tavatemperatuuril, on talade läbipaine oodatust väiksem, jäädes abitalade silde keskel 100 mm piiridesse. Praktikas oleks mõistlik eeldada, et nende talade kriitiline temperatuur on vahemikus 500 °C kuni 600 °C ja läbipaine on samal ajal sille/30.

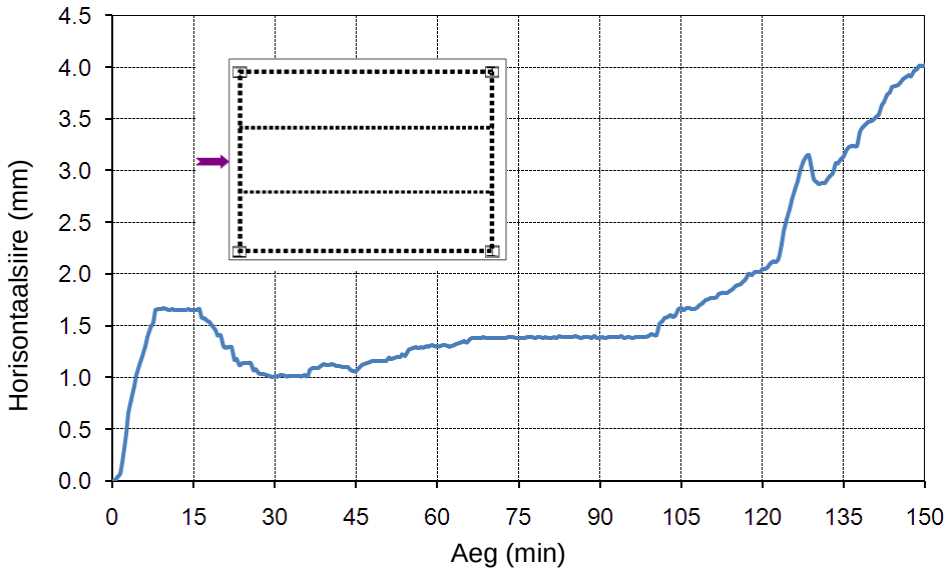
Kui täpsemalt jälgida vahelae läbipainet, on näha, et see arenes väga kiiresti põlengu esimese 20 minuti jooksul, ja seejärel jätkus läbipainde suurenemine konstantse kiirusega. Kui vaadata läbipainde ja tulekaitseta talade temperatuuri koos, siis näeme, et nende talade temperatuur tõusis kuni 700 °C-ni. Muidugi ei olnud nende talade kandevõime sellise temperatuuri juures enam piisav koormuste vastuvõtmiseks. Järelikult säilitas vahelagi püsivuse membraanina toimides. Seda membraanmudelina toimimist sai jälgida ka vahelae servade horisontaalsiirdeid mõõtes, mis on toodud joonisel 7.18. Jälle on näha, et 15 minuti jooksul pärast põlengu algust liikus vahelae ääreosa membraanefekti mõjul sissepoole. Selle siirde järsku suurenemist 105. minuti paiku võib seletada armatuurvõrgu purunemisega vahelae keskosas (täpsemalt vt peatükk 7.4.3).



Joonis 7.16 *Vahelae läbipainde arenemine katse käigus*



Joonis 7.17 *Vahelae läbipainde arenemine kuumutamise käigus*



Joonis 7.18 *Vahelae serva horisontaalsiire kuumutamise käigus*

7.2.3.3 Komposiitplaadi seisukorra muutus katse käigus

Komposiitplaadi pragunemine katse käigus:

- Väikesed praod tekkisid betoonis põlengu varases staadiumis teraspostide ümbruses ja plaadi servades (vt joonis 7.19 (a)).
- Need praod laienesid katse kuumutamisfaasis, kuid see ei mõjutanud plaadi terviklikuna toimimist (vt joonis 7.19 (b)).
- Suurem pragu tekkis plaadi keskosas 105 minutit pärast põlengu algust (vt joonis 7.20).

Pärast katse lõppu tehtud uuring näitas, et plaadi keskosas põhjustas prao tekke kaht armatuurvõrku ühendava keevise purunemine, nagu näha jooniselt 7.20. Kuna

lihtsustatud arvutusmeetodis eeldatakse, et armatuurvardad koormatakse plaadi keskmises läikes voolavuspiirini, siis peab võrkude ülekatteliitega tagama armatuuri võrdtugeva jätku. Sellist tüüpi purunemist saab ära hoida, kui järgitakse standardi EN 1992-1-1[36] konstruktiivseid nõudeid.

Kuna plaadi purunemist ei toimunud kuni katse lõpuni, siis järelikult säilis vahelae kandevõime isegi vaatamata prao avanemisele ja pikisuunalise armatuuri purunemisele plaadi keskel.

(a) Katse alguses (b) Katse lõpus

Joonis 7.19 *Plaadi seisukord terastalade ümbruses*

(a) Pragu plaadi keskel (b) Pragu plaadi keskel pärast jahtumist

Joonis 7.20 *Plaadi keskosa seisukord katse ajal ja pärast katset*

(a) Armatuuri keevisjätk enne betooni valamist

(b) Armatuuri jätk prao kohal pärast jahtumist

Joonis 7.21 *Armatuurvõrgu jätk enne ja pärast katset*

7.2.4 Kommentaarid katsetulemuste kohta

Katse tulemused tõestavad lihtsustatud arvutusmeetodi kohaselt projekteeritud komposiitplaadi nõuetekohast toimimist. Katsetulemuste alusel tehtud tähelepanekud vahelaeplaadi toimimise kohta:

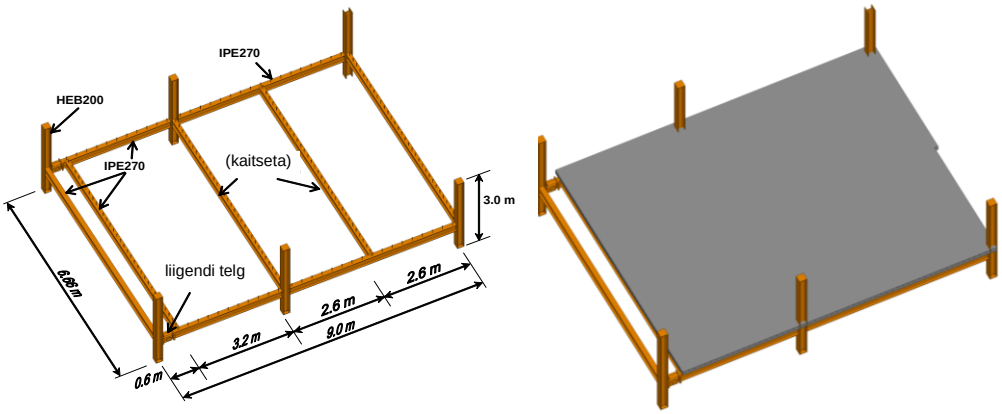
- isegi 8,735 m sildega tulekaitseta abitalade puhul oli vahelae kandevõime kriteerium (R) pärast 120-minutilist põlengut täidetud;
- terviklikkuse kriteerium (E) ja isolatsioonikriteerium (I) olid täidetud 105 minuti jooksul pärast põlengu algust. Pärast seda moodustus pragu läbi plaadi armatuuri enneaegse purunemise tõttu (vt peatükk 7.2.3.3);
- kogu vahelagi säilitas vigastustaluvuse pikaaegse põlengu käigus, vaatamata armatuurvõrgu enneaegsele purunemisele;
- membraanina toimimiseks ja koormuse ülekandmiseks on vaja tagada armatuuri korralikud ülekattejätkud eriti tulekaitseta talade piirkonnas ja postide ümbruses;
- vahelae servades oli betooni pragunemine väikese ulatusega ning ei mõjutanud plaadi terviklikkust ega isolatsiooniomadusi;
- põlengu jahtumisfaasis säilis plaadi töökindlus;
- teraselementide liited olid korralikult kaitstud, nende maksimaalne temperatuur oli ligikaudu 500 °C. Kõik liited toimisid normaalselt nii kuumutamiskui ka jahtumisfaasis.

7.3 COSSFIRE tulekatsete programm

7.3.1 Katsekehad

COSSFIRE projekti käigus katsetati põlenguolukorras joonisel 7.22 näidatud vahelae tüüpi. Sellel katsekehal on talade ja postide ristlõiked vastavalt IPE270 ja HEB200. Terase tugevusklass on S235. Vahelagi projekteeriti tavatemperatuuril vastavalt standardile EN1994-1-1[34], lisaks omakaalule rakendati veel alaline koormus 1,25 kN/m² ja muutuvkoormus 5,0 kN/m². Tulekatseks rakendati koormus 3,93 kN/m², mis vastab ligikaudu 100% alalise koormuse ja 50% muutuvkoormuse summale vastavalt Eurokoodeksis büroohoonetele kehtestatud tulekahjuolukorra koormuskombinatsioonile. Teraselementide liited on projekteeritud vastavalt standardile EN1993-1-8[35].

Komposiitplaat valmistati C30/37 klassi tavabetoonist. Plaadi kogupaksus oli 135 mm, profiilplekiks oli COFRAPLUS60 (trapets). Nihketüübliteks olid 19 mm diameetriga ja 125 mm kõrgusega polttüüblid, need asetsesid abitaladel sammuga 207 mm ja peataladel sammuga 300 mm. Armatuurvõrk asetses 35 mm kaugusel plaadi ülemisest pinnast, S500 klassi 7 mm diameetriga armatuurvardad asetsesid sammuga 150 x 150mm.



a) teraskarkassi vaade b) komposiitvahelae vaade

Joonis 7.22 *Katsekeha*

Kokkuvõte katsekeha materjalidest on esitatud tabelis 7.2.

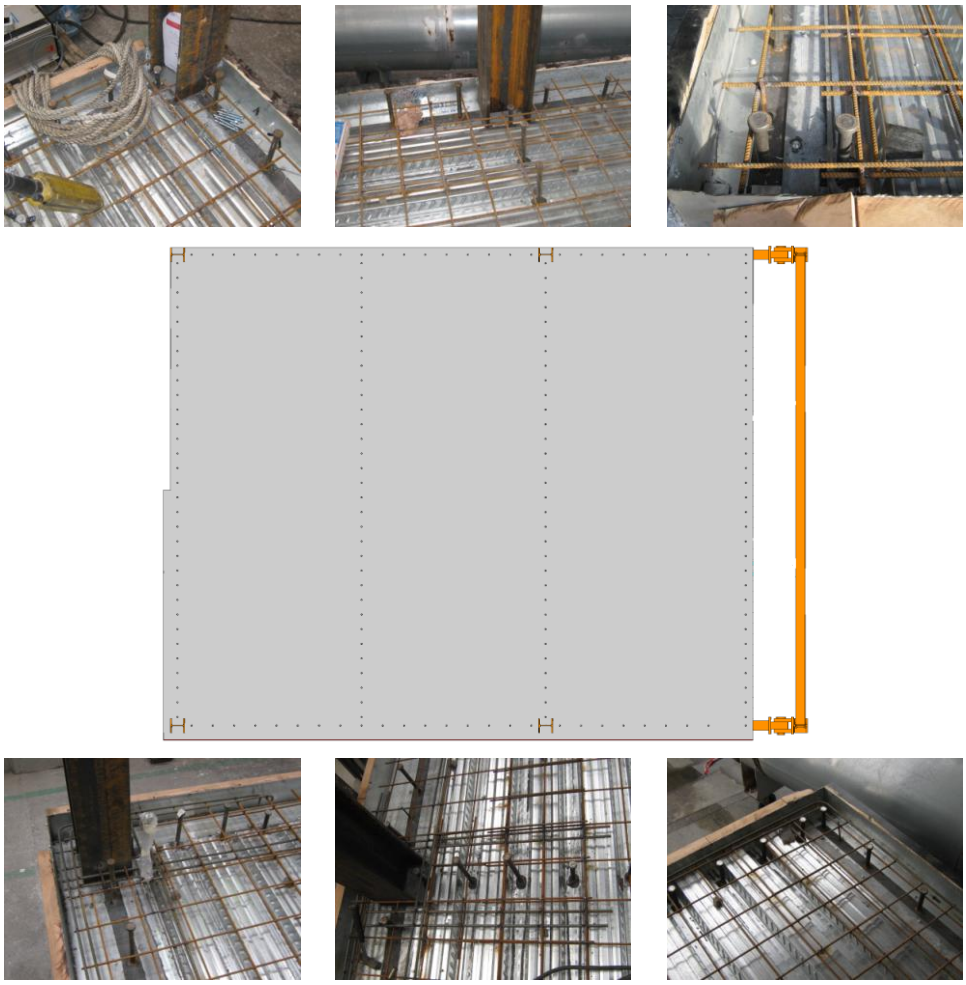
Tabel 7.2 *COSSFIRE katsekeha materjalide andmed tugevusklassi järgi*

Näitaja	Väärtus
Peatalade terase voolavuspiir	320 MPa
Abitalade terase voolavuspiir	320 MPa
Armatuurterase voolavuspiir	590 MPa
Betooni survetugevus	38,0 MPa

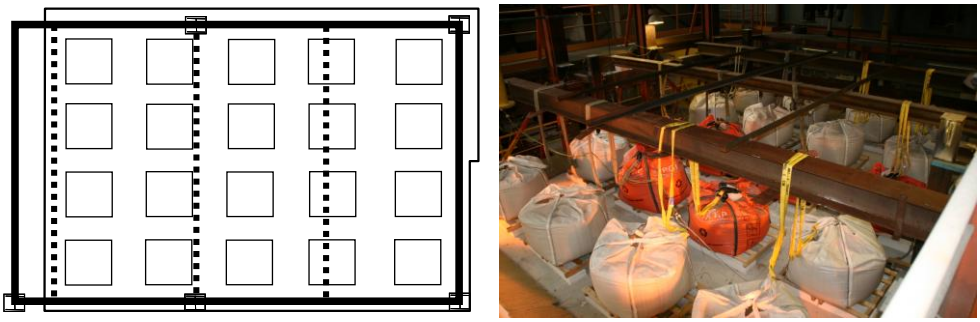
Vastavalt lihtsustatud arvutusmeetodile, mis arvestab plaadi membraanmudeli kohast töötamist, on katsekeha abitalad ja komposiitplaat tulekaitseta. Vahelae ääretalad on 120-minutilisele tulepüsivusajale vastava tulekaitsega. Teraspostid olid samuti tulekaitsega kaetud. Katmata jäeti ainult posti ülemine osa, et uurida kuumutatud ühendussõlme käitumist jahtumisfaasis, mis võib olla oluline elementide toimimisele.

Betoonplaadi ja teraselementide vahelise liite uurimiseks plaadi servades tulekahjuolukorras rakendati kuut äärekinnituse varianti (vt joonis 7.23).

Mehaanilise koormuse moodustasid katse ajal plaadile ühtlaselt jaotatud kakskümmend liivakotti. Iga liivakott kaalus täpselt 11,0 kN, moodustades koos puitplatvormide kergbetoonist plokkidega ekvivalentse ühtlaselt jaotatud koormuse 3,93 kN/m². Termilise koormusena rakendati ISO standardtulekahju kõverat kuni vahelae purunemiseni. Mõõteandmete lugemist jätkati ka jahtumisfaasis, et saada ettekujutust konstruktsiooni toimimisest kogu tulekahju vältel.



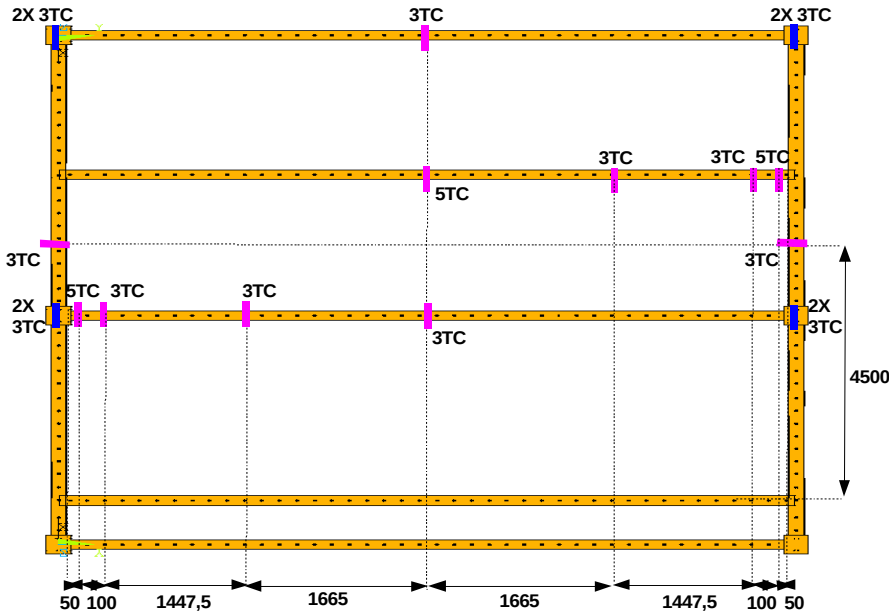
Joonis 7.23 *Erinevad variandid betoon- ja teraselementide ühendamiseks*



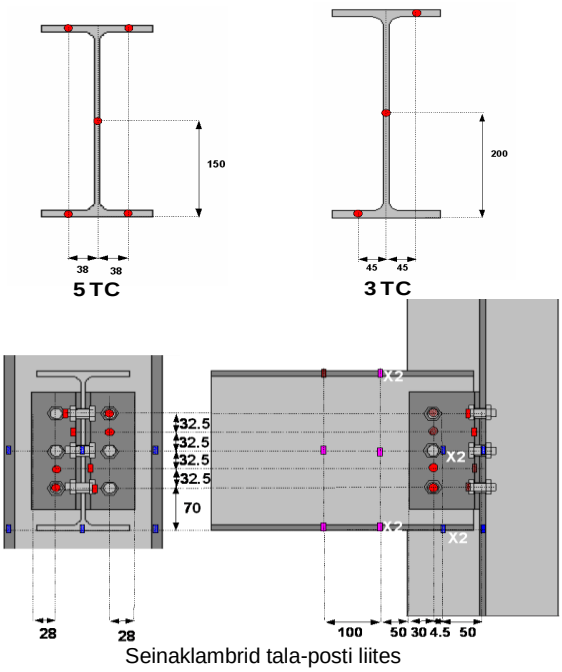
Joonis 7.24 *Komposiitvahelae koormamine tulekahjuolukorras*

7.3.2 Katseandmete mõõtmine

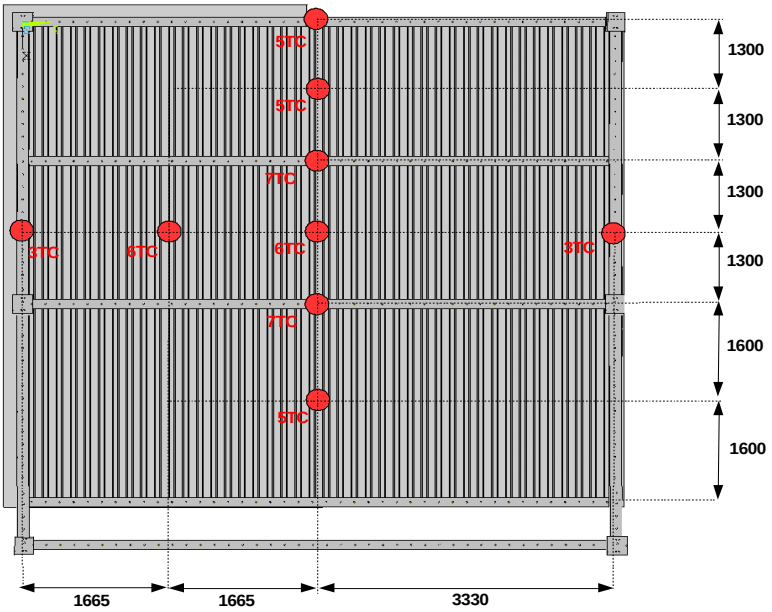
Katse käigus mõõdeti temperatuure ja vahelae läbipainet. Kokku paigaldati 203 termopaari nii gaasi kui ka konstruktsioonide temperatuuri mõõtmiseks, 66 neist teraselementidel (joonis 7.25), 80 liidetel (joonis 7.26) ja 57 komposiitplaadis (vt joonis 7.27 ja 7.28). Lisaks sellele paigaldati 20 siirdemõõtjat, neist 16 vahelae vertikaalsiirete mõõtmiseks (joonis 7.29). Nelja siirdemõõtjaga mõõdeti vahelae horisontaalsiirdeid. Ahju paigaldati videokaamera, mis salvestas vahelae deformatsioone.



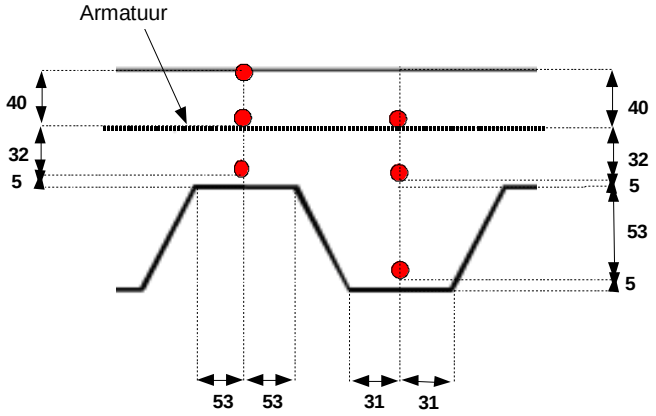
Joonis 7.25 *Termopaaride asetus teraskarkassil*



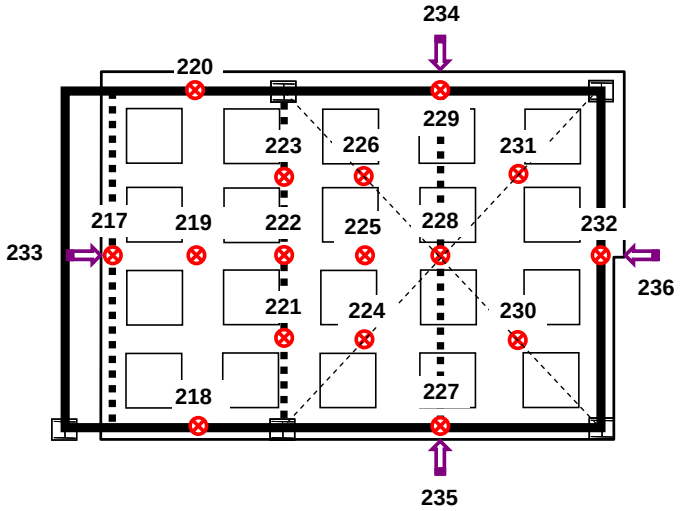
Joonis 7.26 *Termopaaride asetus terasristlõigetes*



Joonis 7.27 *Termopaaride asetus ja numeratsioon komposiitplaadis*



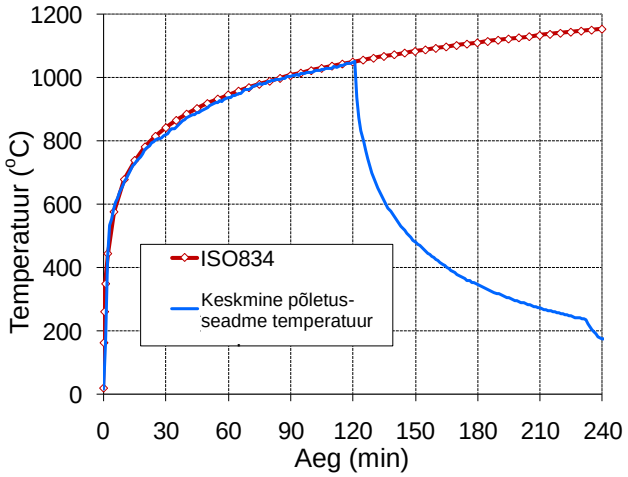
Joonis 7.28 *Tüüpiline komposiitplaadi ristlõige termopaaride asetusega*



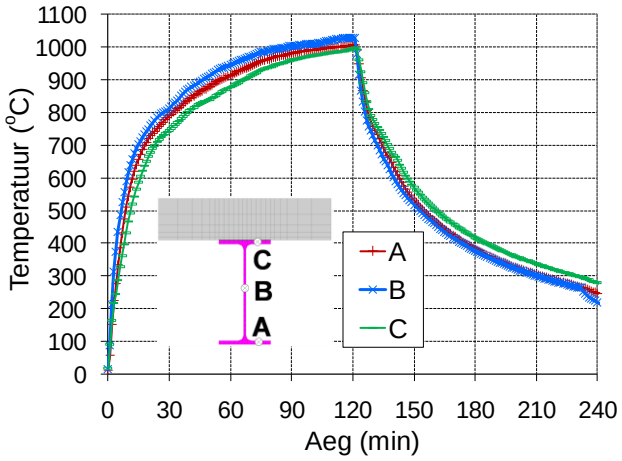
Joonis 7.29 *Siirdemõõtjate asetus katsekehal*

7.3.3 Katsete põhitulemused

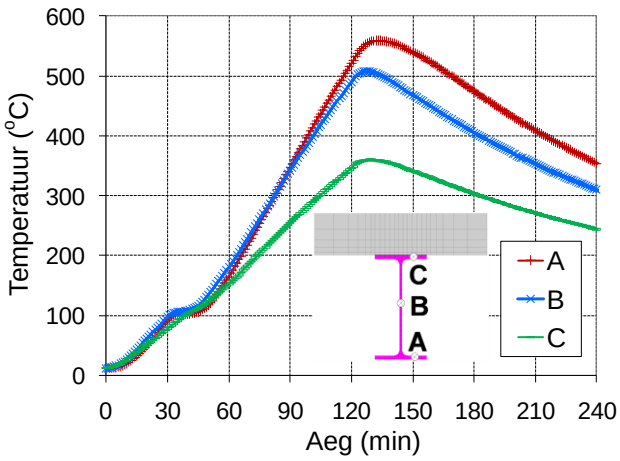
Selle katse soojenemisfaasis rakendati ISO 834 temperatuurikõverat (joonis 7.30). See kestis üle 120 minuti kuni ühe abitala purunemiseni (vt D6 joonisel 7.36). Pärast seda lülitati kõik põletid välja ja ahi jahtus loomulikul teel. Terastalad soojenesid erinevalt vastavalt talade erinevatele tulekaitse tingimustele. Tulekaitseta terastalade temperatuur vahelae keskel tõusis üle 1000 °C (joonis 7.31). Tulekaitsega terastalade temperatuur seevastu tõusis kuni 550 °C-ni (joonis 7.32), välja arvatud üks äärmine abitala, mis oli tunduvalt kuumem kui teised tulekaitsega talad, kuna selle tulekaitse oli vigastatud (joonis 7.33).



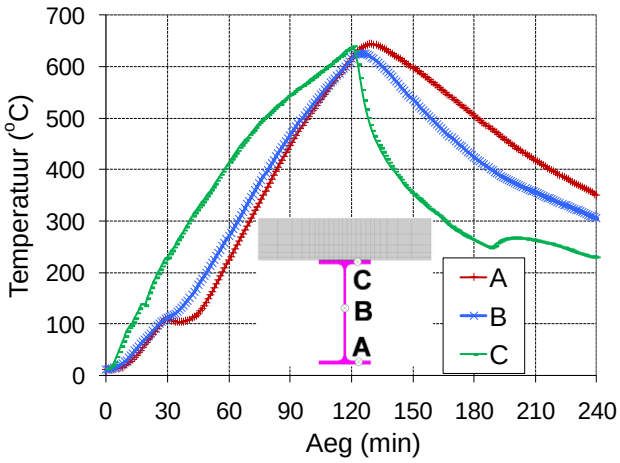
Joonis 7.30 *Ahju temperatuuri ja ISO tulekahjukõvera võrdlus*



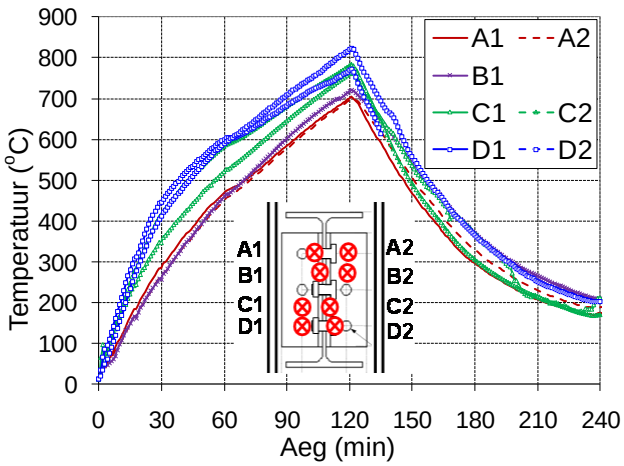
Joonis 7.31 *Tulekaitseta abitalade temperatuurimuutus*



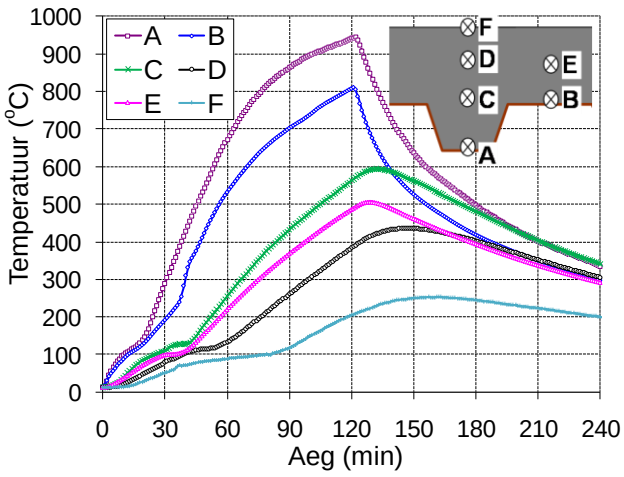
Joonis 7.32 *Temperatuurimuutus ühes tulekaitsega peatalas*



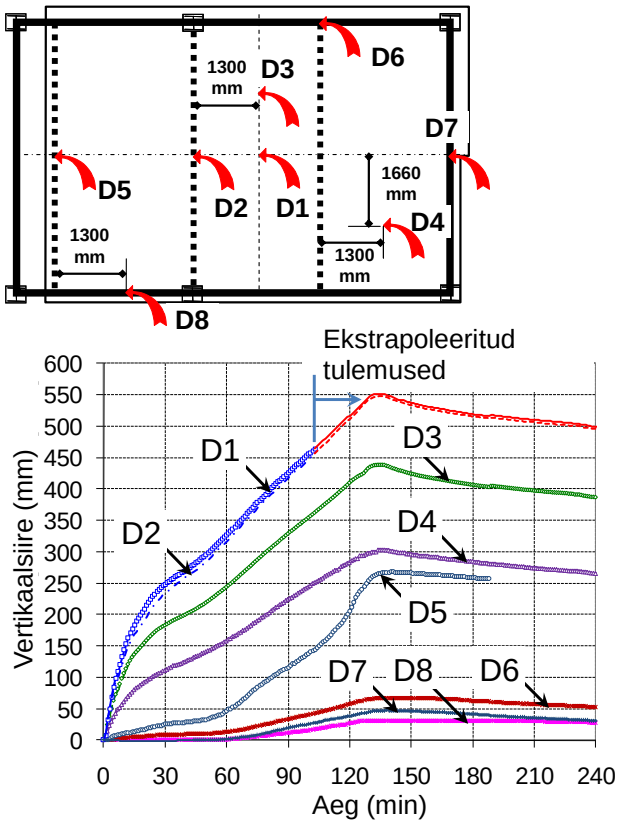
Joonis 7.33 *Temperatuurimuutus purunenud servatalas*



Joonis 7.34 *Temperatuurimuutus liites*



Joonis 7.35 *Temperatuurimuutus plaadis*



Joonis 7.36 *Katse käigus mõõdetud plaadi vertikaalsiirded*

Kuna teraselementide liited ei olnud katsekehal täielikult tule eest kaitstud, tõusis mõningate poltide temperatuur üle 800 °C (joonis 7.34). Komposiitplaadis mõõdetud andmetest näeme, et maksimaalne temperatuur 5 mm kaugusel tulepoolsest plaadipinnast oli umbes 950 °C (joonis 7.35) ja armatuurterase temperatuur oli umbes 500 °C. Tule vastaspoolsel plaadipinnal tõusis temperatuur 120-minutilise põlengu lõpuks üle 200 °C, mis ületab isolatsioonikriteeriumiga nõutava väärtuse.

Katses kustutati tuli pärast seda, kui üks servatala jõudis umbes 120 minuti pikkuse põlengu järel purunemiseni (vt D6 joonisel 36). Vahelae läbipaine kasvas põlengu esimese 30 minuti jooksul kiiresti, pärast seda läbipainde kasv aeglustus. ISO

standardtulekahju puhul ületas läbipaine 120 minutiga 500 mm. Kui tuli kustutati, jätkus mõnda aega läbipinde kasv (umbes 15 minutit), enne kui läbipaine hakkas aeglaselt vähenema. Jahtumisfaasi lõpuks vähenes läbipaine maksimaalsest väärtusest ligikaudu 100 mm võrra.

7.3.4 Tulekatsete käigus tehtud tähelepanekud

Vahelae läbipainde mõõtmisel selgus, et 120 minuti jooksul suurenes see üle 500 mm. Vaatamata sellele, vahelae keskosas purunemist ei toimunud. Tuli kustutati äärmise abitala suure läbipainde tõttu (joonis 7.37). Lähemal vaatlemisel selgus, et tala silde keskel oli betoon purunenud, mis näitab, et tala oli varisemisele lähedal. Sellegipoolest ei toimunud vahelae kui terviku varingut, mis tähendas jõudude ümberjagunemist vahelae membraanina käitumisel. (vt joonis 7.38).

Tulekaitseta abitala kaotas kohaliku stabiilsuse alumises vöös ja seinas posti lähedal (vt joonis 7.39). Nende katsete puhul väärib tähelepanu just liidete töökindluse säilimine nii kuumutus- kui jahtumisfaasis. Peatala lähedal tulekaitseta abitala kohaliku stabiilsust ei kaotanud (joonis 7.40). Betoonplaadi ja terastala liide vahelae servas ei purunenud.

Joonis 7.37 *Ääretala purunemine*

Joonis 7.38 *Katsetatud vahelagi põlengu ajal ja pärast seda*

Joonis 7.39 *Tulekaitseta abitala stabiilsuse kaotus posti lähedal*

Joonis 7.40 *Tulekaitseta abitala ei kaota peatala läheduses kohalikku stabiilsust*

Joonis 7.41 *Betooni pragunemine vahelae nurgatsoonides*

Joonis 7.42 *Betooni pragunemine keskmiste postide ümbruses*

Joonis 7.43 *Armatuurvõrgu ülekate komposiitplaadis*

Katse käigus täheldati betooni pragunemist postide ümbruses, millel võis olla otsene mõju vahelae kandevõimele. Erinevates vahelae piirkondades toimunud betooni pragunemise põhjal tehtud järeldused:

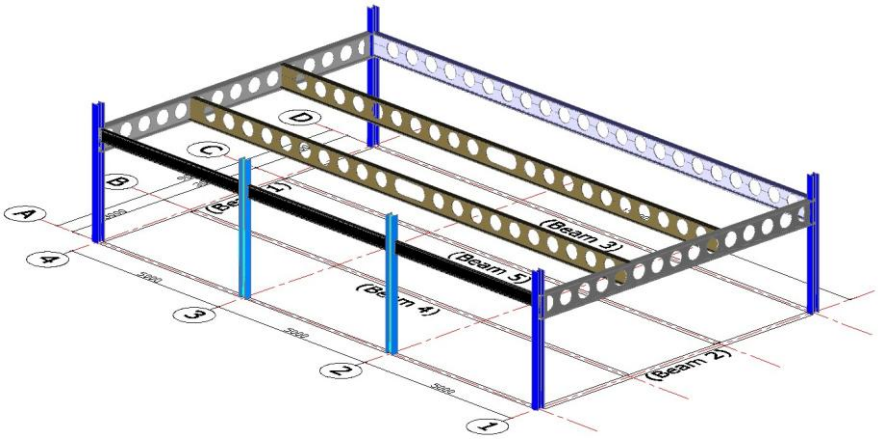
- Vahelae nurgapiirkondade betooni pragunemine ei olnud ulatuslik ning see ei mõjutanud terviklikkuse kriteeriumi täitmist (vt joonis 7.41).
- Betooni pragunemine keskmiste postide ümbruses võib olla negatiivse mõjuga vahelae terviklikkusele, kuna tulekaitseta tala läbipaine põhjustas plaadi nihkumise ja suure prao avanemise posti ees (vt joonis 7.42).
- Vahelae keskosas betoonplaadis olulisi pragusid ei olnud, mis tähendab, et armatuurvõrk toimib membraanina käituvas vahelaes korralikult isegi temperatuuril 500 °C. Sellele aitas kindlasti kaasa korralikult teostatud armatuurvõrgu ülekate (vt joonis 7.43).
- Armatuurvõrgu paigaldamine ääretalade nihketüüblite taha osutus membraanmudeli kohaselt toimiva plaadi puhul väga efektiivseks.
- Vaatamata suurele läbipaindele, säilis vahelae kandevõime.

7.4 Avadega taladele toetatud täismõõtmetes komposiitplaadi tulekatse

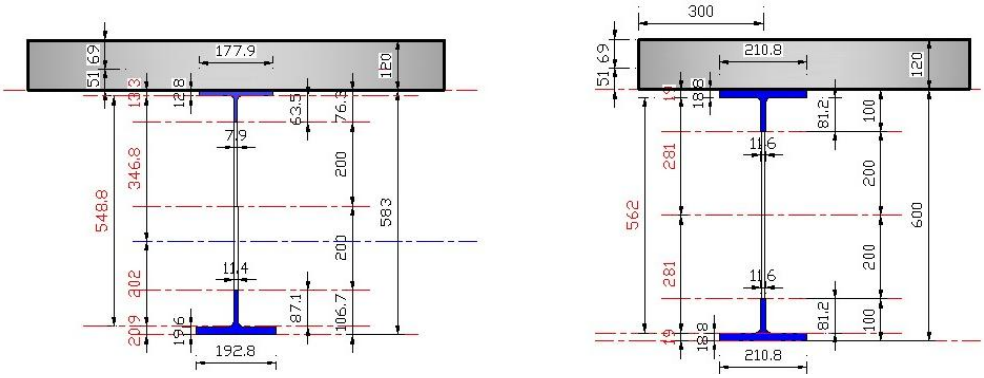
7.4.1 Katsekeha kirjeldus

Katsetatud vahelae mõõtmed olid 9,6 m × 15,6 m, vahelage toetavate postide samm oli 9 m × 15 m (joonis 7.44). Avadega talad olid karkassi abi- ja peataladeks ning asetsesid telgedel 1, 4, B, C ja D (joonis 7.45). Talade mõõtmed on näidatud joonistel 7.45 ja 7.46. Tulekaitseta abitaladel 4 ja 5 oli silde keskel pikendatud ava.

Joonis 7.44 *Katsesektsioon, kus on avadega talad*



Joonis 7.45 *Katsekeha karkassi skeem*



Talad 3 (4) (5)

Tala 1/2

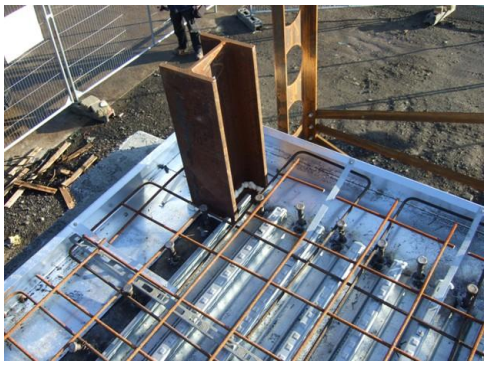
Joonis 7.46 *Terastalade ristlõiked*

Suletud tuletõkkesektsiooni mõõtmed plaanis olid 9,2m × 15,6m, kõrgus maast laeni 2,88 m. Plokkidest ehitatud piiretes oli kolm ava, igaüks mõõtmetega 1,5 m × 3,0 m. Sektsiooni piirdeseinu telgedel 1, 4 ja D ei ühendatud ülevalt komposiitvahelaega, et võimaldada plaadil nendel telgedel vabalt deformeeruda. Esifassaadi avadega sein ulatus teljel A paikneva tala alumise pinnani, takistades tala vertikaalset läbipainet. Karkassi horisontaalsiirdeid takistavad sidemed olid paigaldatud järgnevalt: posti A1 ülemine sõlm oli horisontaalsihis sidemetega kinnitatud mõlema telje sihis, post A4 oli kinnitatud telje 4 paralleelsihis ning post D1 oli kinnitatud telje D paralleelsihis. Sidemeteks olid ümartoruprofiilist diagonaalvardad.

Kõik postid ja avadeta tala teljel A olid tule eest kaitstud 200 mm paksuse tulekaitseplaadiga, mis tagab tulepüsivuse 120 minutit. Avadega talad perimeetri telgedel 1, 4, ja D olid kaitstud mineraalvillaga, mis samuti tagab 120-minutilise tulepüsivuse (vt joonis 7.47). Tulekaitsematerjalid paigaldati täpselt tootja juhiste järgi. Soojuskadude vähendamiseks läbi plokkseinte kaeti need 15 mm paksuse kipsplaadiga (joonis 7.47).

Joonis 7.47 *Tulekaitse mineraalvilla ja kipsplaadiga*

Betoonist komposiitplaadi paksus oli 120 mm, see valmistati 1 mm paksusest Holorib profiilplekist (HR51/150) kõrgusega 51 mm, tavabetoonist ja armatuurvõrgust. Kalasabaprofiiliga pleki voolavuspiir on 327N/mm^2. Armatuurvõrk A393 koosnes 200 mm sammuga asetsevatest 10 mm diameetriga ribilistest varrastest (joonis 7.48), mille normatiivne voolavuspiir oli 500 N/mm^2. Selline armatuur valiti Bailey meetodi [3] kohaselt vastavalt parameetrilise tulekahju temperatuurikõverale. Armatuurvõrgu minimaalne ülekate oli 400 mm ja kaitsekiht 40 mm. Betoonisegu koostis (1 m³ kohat): 320 kg OPC, 918 kg 10 mm paekivikillustikku, 691 kg liiva, 380 kg 6 mm paekivikillustikku, 30 kg ümbertöödeldud vett ja 142 kg puhast vett. Lisandeid betoonisegus ei kasutatud. Betooni keskmine kuubikuline survetugevus katse päeval oli 50 N/mm^2.



Joonis 7.48 *Armatuurvõrk ja profiilplekk enne betooni valamist*

Täielik nihkeliide tala ja plaadi vahel tagati 19 mm diameetriga ja 95 mm pikkuste nihketüüblitega, mis asetsesid 200 mm sammuga talade ülemisel vööl. Plaadi servadesse paigaldati U-kujulised armatuurvardad (joonis 7.48) vastavalt tavatemperatuuril kehtivatele projekteerimisnõuetele. U-raudade diameeter oli 10 mm, kaitsekiht plaadi servani oli 30 mm (vt joonis 7.48).

7.4.2 Arvutuskoormused

Arvutuskoormuse moodustamisel olid aluseks normatiivne kasutuskoormus 3,5 kN/m^2, vaheseinte koormus 1,0 kN/m^2, kommunikatsioone ja viimistlust arvestav koormus 0,5 kN/m^2. Kombinatsioonitegurid tulekahju arvutusolukorras (FLS) võeti vastavalt büroohoonetele koostatud standardist EN1990. Tulemuseks saadi arvutuskoormus 3,25 kN/m^2 (vt tabel 7.3).

Tabel 7.3 *Arvutuskoormused*

Koormus	Normatiivne koormus (kN/m^2)	Kombinatsioonitegur FLS	Arvutuskoormus FLS (kN/m^2)
Vaheseinad	1,0	1,0	1,0
Kommunikatsioonid	0,5	1,0	0,5
Kasutuskoormus	3,5	0,5	1,75
		Kokku	**3,25**

Koormus 3,25 kN/m^2 rakendati plaadile 44 ühtlaselt vahelae pinnale jaotatud liivakotiga, iga kott kaalus 1 tonn (vt joonis 7.49). 120 mm paksuse plaadi omakaal oli 2,90 kN/m^2. Summaarne koormus oli seega 6,15 kN/m^2.

a b

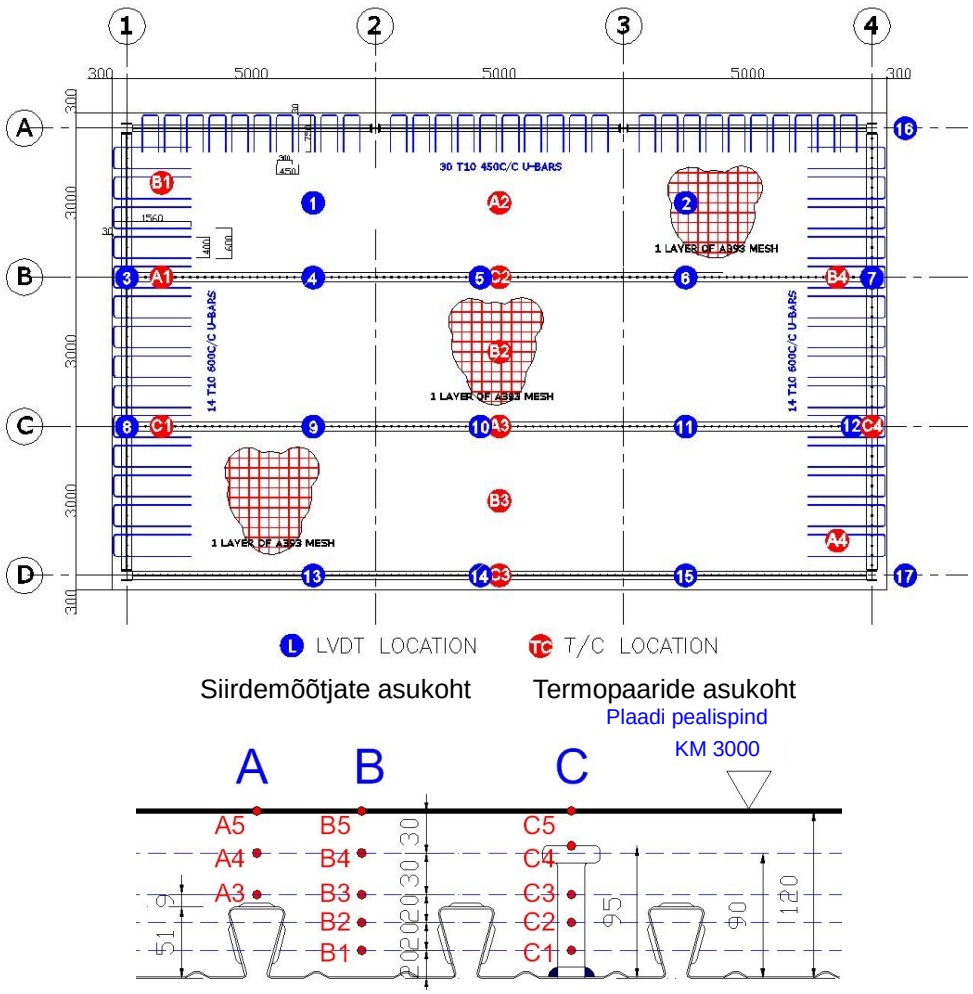
Joonis 7.49 *(a) Vertikaalne staatiline koormus, (b) Puidust latiriidad põlemiskoormusena*

7.4.3 Tulekahjumudel

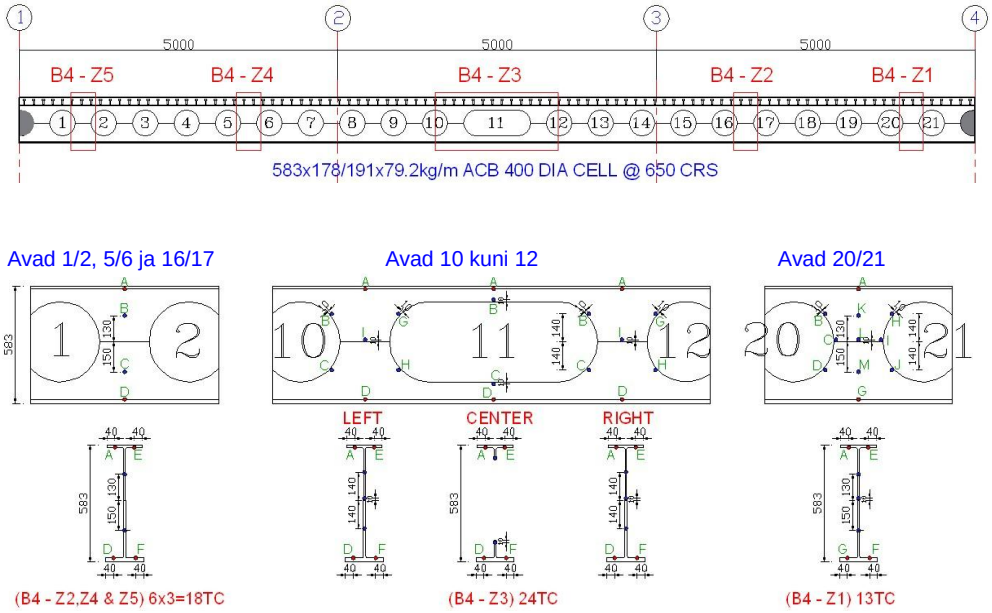
Loomulik tulekahjumudel projekteeriti standardi EN 1991-1-2 lisa A kohase parameetrilise temperatuurikõvera ja Ozone'i tarkvara abil. Põlemiskoormus moodustati 45 standardsest (1 m × 1 m × 0,5 m) puitlatiriidast. Lati mõõtmed olid 50 mm × 50 mm × 1000 mm (vt joonis 7.49). Põlemiskoormus vastas 40 kg puidule vahelae pinna ruutmeetri kohta. Eeldades puidu küttevääртuseks 17,5 MJ/kg, saame tuletõkkesektsioonis põlemiskoormuse tiheduseks 700MJ/m^2. Põlemiskoormus katses oli veidi suurem kui bürooruumidele koostatud standardis EN1991-1-2 toodud väärtus 511 MJ/m^2 (80% fraktiil). Latiriidad olid omavahel ühendatud terasest karpprofiiliga, karbis oli mineraalvill. Umbes 30 minutit enne süütamist valati karpprofiilidesse 20 liitrit parafiini, et tagada tule kiire levik tuletõkkesektsioonis.

7.4.4 Mõõteseadmed

Katsesektsioon varustati suure hulga anduritega, et mõõta gaasi temperatuuri, temperatuurijaotust plaadis, temperatuurijaotust tulekaitsega ja tulekaitseta avadega talades ning vertikaal- ning horisontaalsiirdeid. Mõõtepunktide asukohad on näidatud joonisel 7.50 ja 7.51. Katsesektsiooni ümber ehitati terasest referentsraam vahelae horisontaal- ja vertikaalsiirete õigeks hindamiseks. Kokku paigaldati 350 termopaari temperatuuri mõõtmiseks ning 17 siirdemõõtjat. Siirdemõõtjad kinnitati välise referentsraami külge ja isoleeriti termiliste mõjude kõrvaldamiseks.



Joonis 7.50 *Mõõtepunktide asukohad komposiitplaadis*



Joonis 7.51 *Termopaaride asukohad tulekaitseta talas 4 (teljel B)*

7.4.5 Tala/plaadi läbipaine

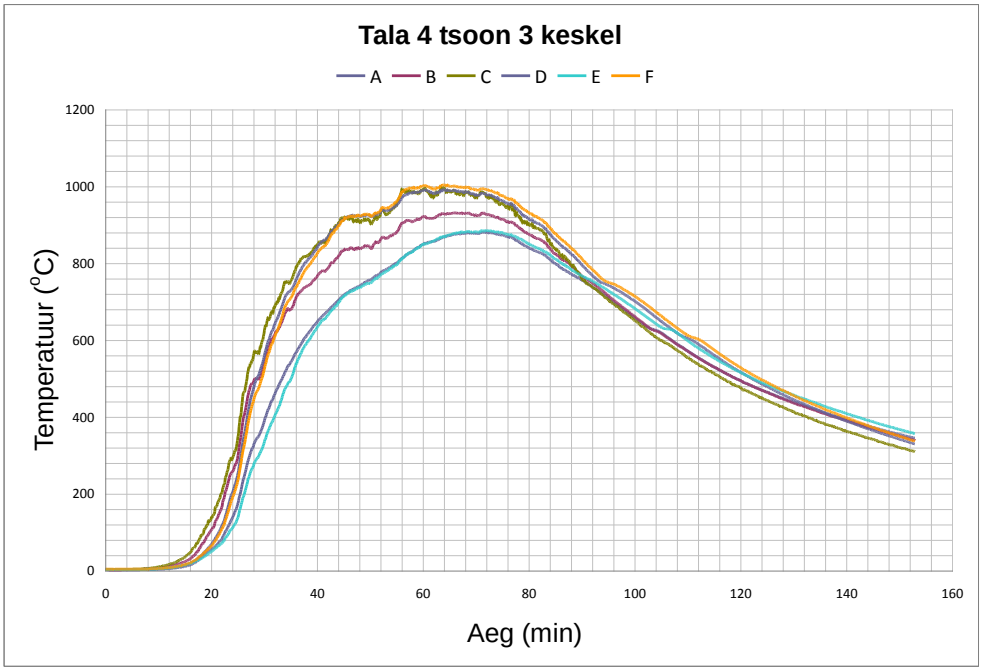
Tulekahjuolukorras koosneb tulekaitseta pikitelje sihis vabalt siirduva toega komposiittala läbipaine (joonis 7.52) põhiliselt kahest osast: termilisest kõverdumisest ja mehaanilisest läbipaindest. Termilise kõverdumise põhjustab temperatuuri ebaühtlane jagunemine tala ja plaadi ristlõigetes. Mehaanilise läbipainde põhjuseks on temperatuuri tõusuga kaasnev materjali jäikuse ja tugevuse vähenemine. Suhteliselt madalatel temperatuuridel (vähem kui 400 °C) on tala läbipainde peamiseks põhjuseks termiline kõverdumine. Kõrgematel temperatuuridel domineerib mehaaniline läbipaine ning läbipaine suureneb kiiremini.

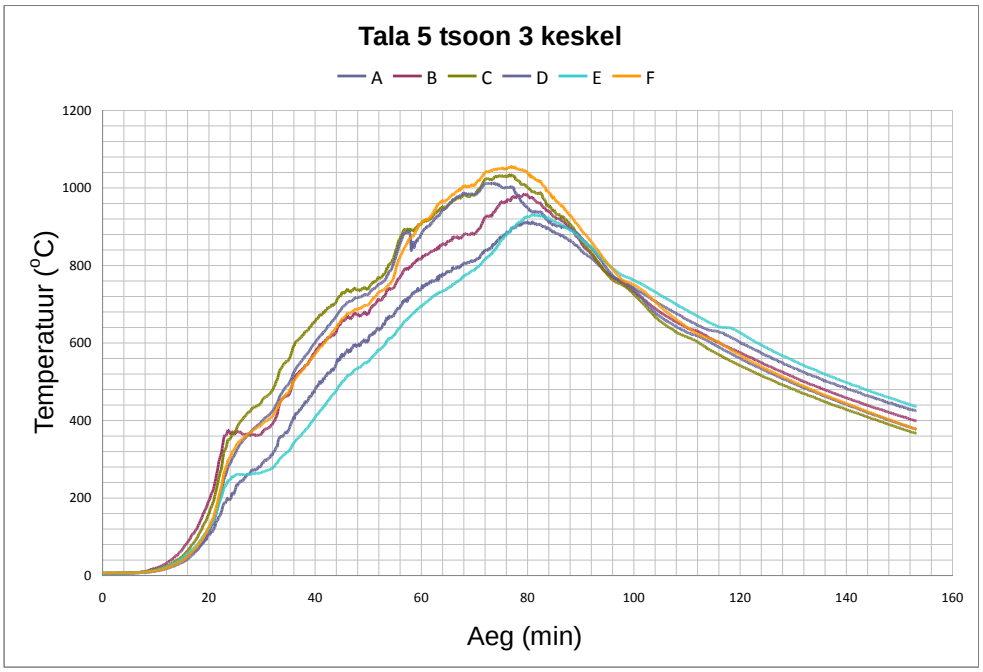
Joonis 7.52 *Põleng tuletõkkesektsioonis*

Joonis 7.53 *Plaadi ja tulekaitseta talade tulekahjujärgne läbipaine*

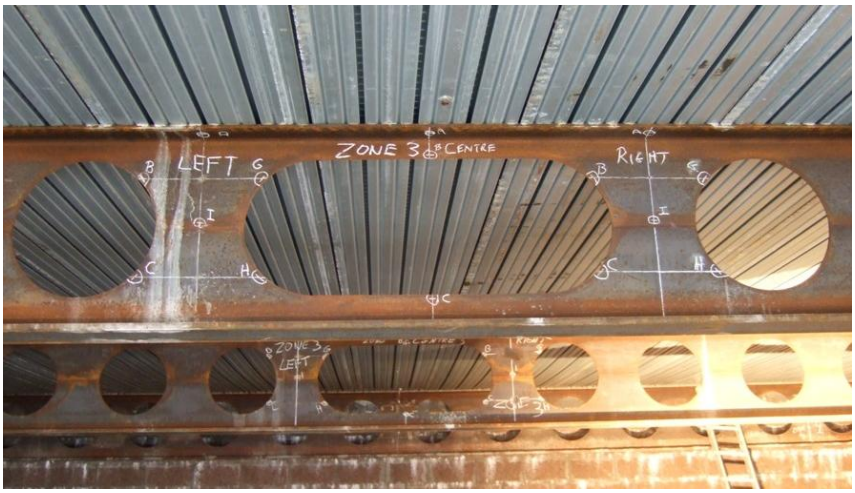
Maksimaalne terase temperatuur 1053 °C mõõdeti 77. minutil pärast põlengu algust taladel 4 ja 5 (joonis 7.54). Maksimaalne temperatuur mõõdeti alumises vöös pikliku ava all. Joonisel 7.55 on näidatud temperatuuri jaotus avadega tala kriitilises piirkonnas. Vaatamata tulekaitse puudumisele ja pikaajalisele põlengule, on

temperatuur tala seinas ebaühtlaselt jaotunud. Nagu võiski oodata on tala ülemise vöö temperatuur tänu betoonplaadi mõjule madalam. Maksimaalse temperatuuri 1053 °C juures on teras oma tugevusest ja jäikusest kaotanud 97% ja talade osa vahelae kandevõimes on tühine.

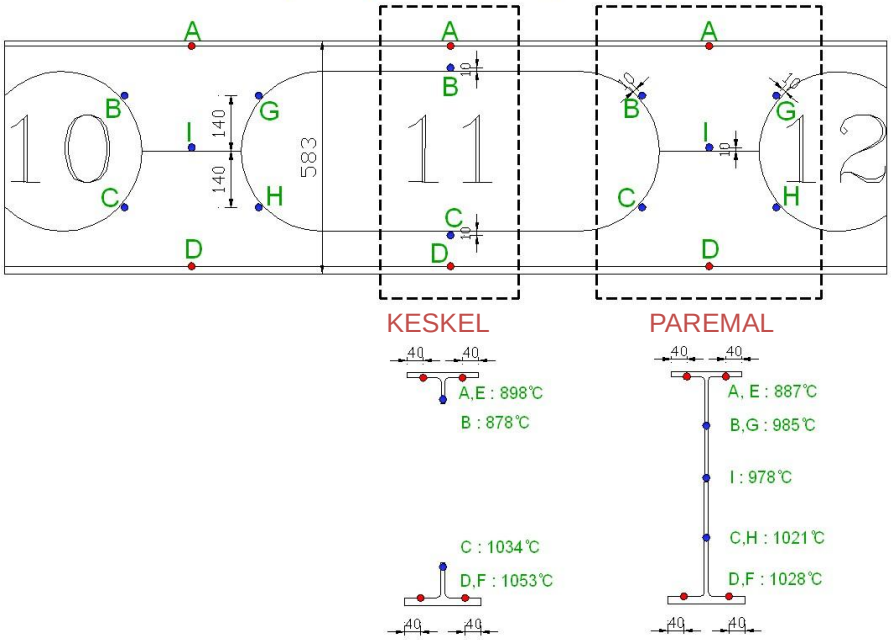




Joonis 7.54 *Tulekaitseta talade silde keskel mõõdetud temperatuur*



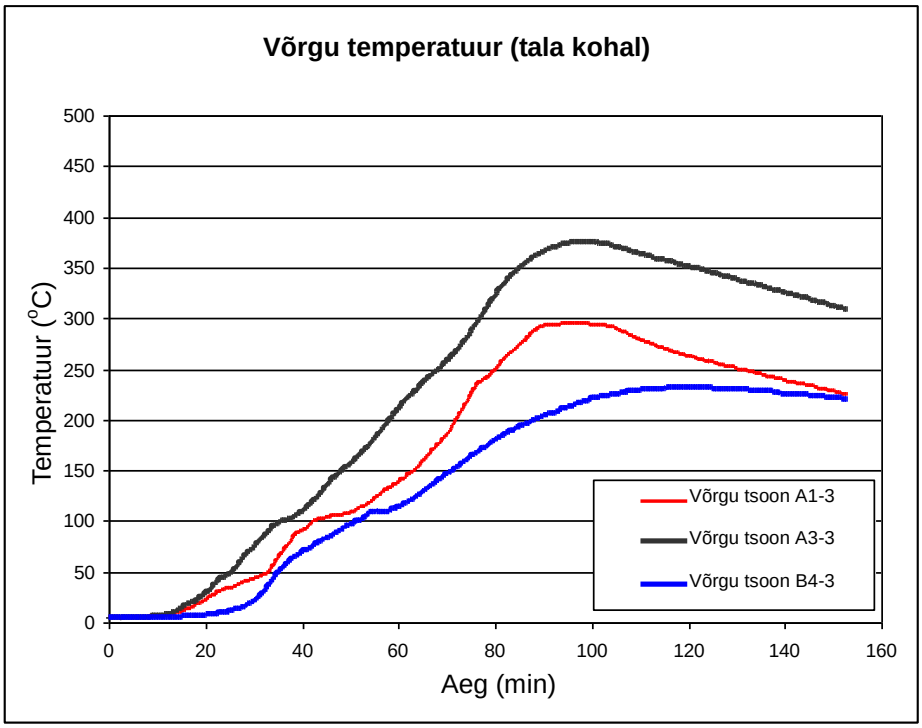
Avad 10 kuni 12 (B5 – C3)



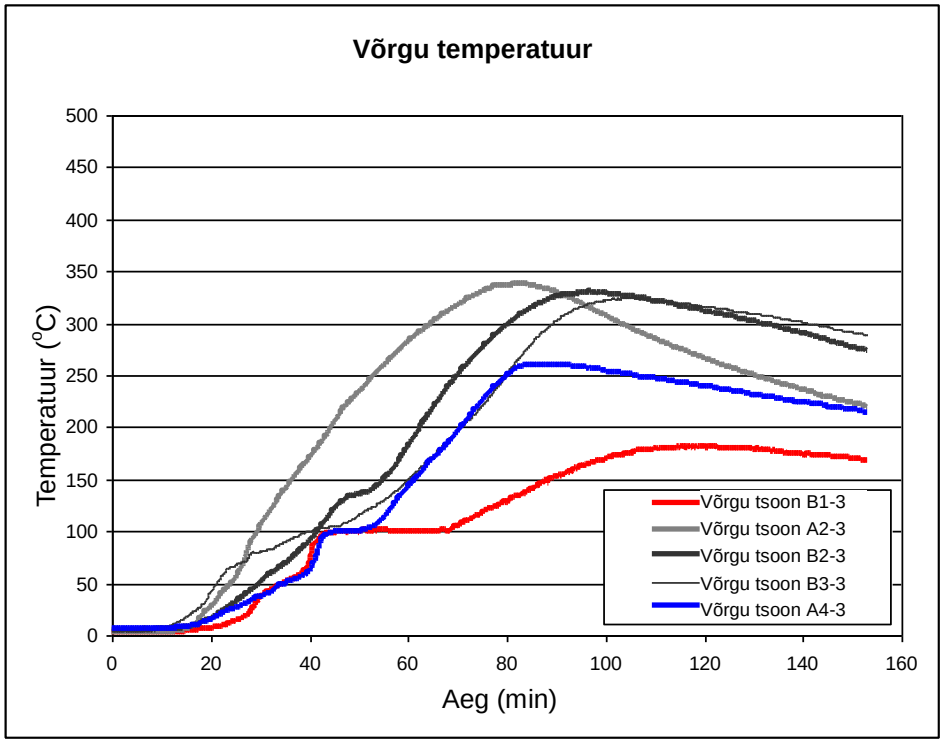
Joonis 7.55 *Tulekaitseta talades mõõdetud maksimaalne temperatuur*

Tulekaitseta avadega talade temperatuuri tõusuga (joonis 7.53) kaasnes avadevahelise seinaosa mõlkumine. Tala ja plaadi vaheline koostöö takistas tala kui terviku väändedeformatsioone. Alumise vöö horisontaaldeformatsioonid põhjustasid seina painde, mis viis tala kiivetaolise üldstabiilsuse kaotuseni (vt joonis 7.53). Selles staadiumis oli tulekaitseta terase temperatuur ligikaudu 800 °C ning ainult tala ülemine vöö toetas plaati teatud määral, seejuures töötas tala ülemine vöö tõmbele (joonis 7.53). Armatuurvõrgu maksimaalne temperatuur talade kohal oli 375 °C põlengu 95. minutil (joonis 7.56), s.t juba põlengu jahtumisfaasis. Joonisel 7.57 on näidatud armatuurvõrgu maksimaalne temperatuur talade vahel, kus maksimumväärtused mõõdeti samuti jahtumisfaasis. Komposiitplaadi temperatuur jätkab tõusmist ka pärast ümbritseva keskkonna temperatuuri maksimumi saavutamist põlengu 75. minutil. Joonisel 7.57 on toodud nihketüüblitel mõõdetud temperatuurid, mille maksimumväärtus oli 585 °C. Kuigi nihketüübli temperatuur on kõrge, väheneb nendele mõjuv nihkejõud talade soojuspaisumisega ning tugevuse ja

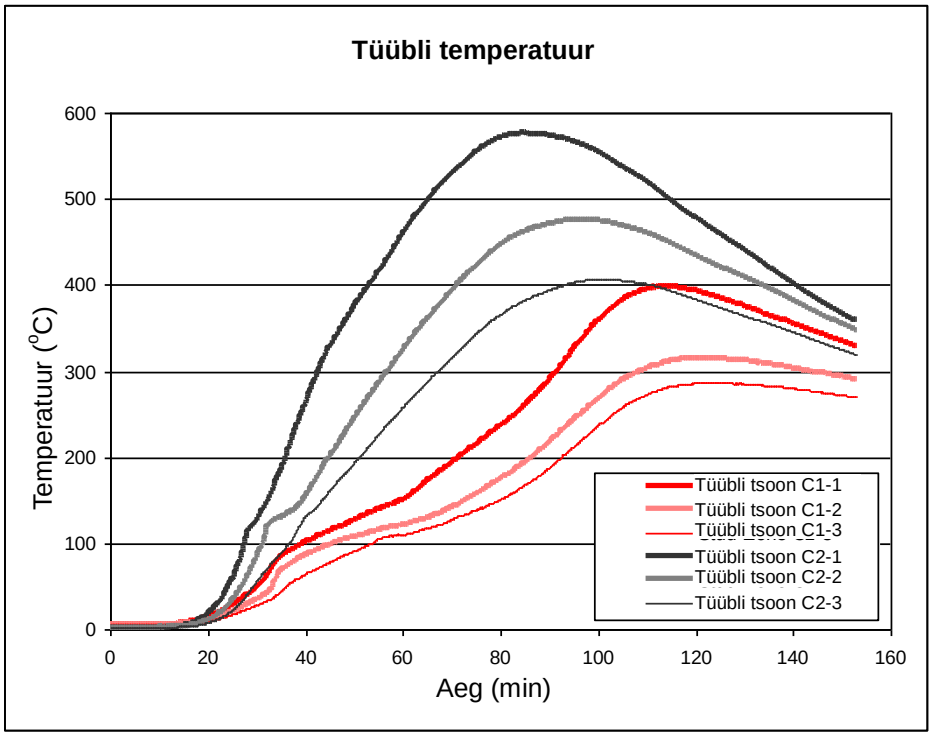
jäikuse vähenemisega. Kogu põlengu käigus püsis komposiitkonstruktsioonile vastav talade ja plaadi vaheline koostöö.



Joonis 7.56 *Talade kohal asuva armatuurvõrgu temperatuur*

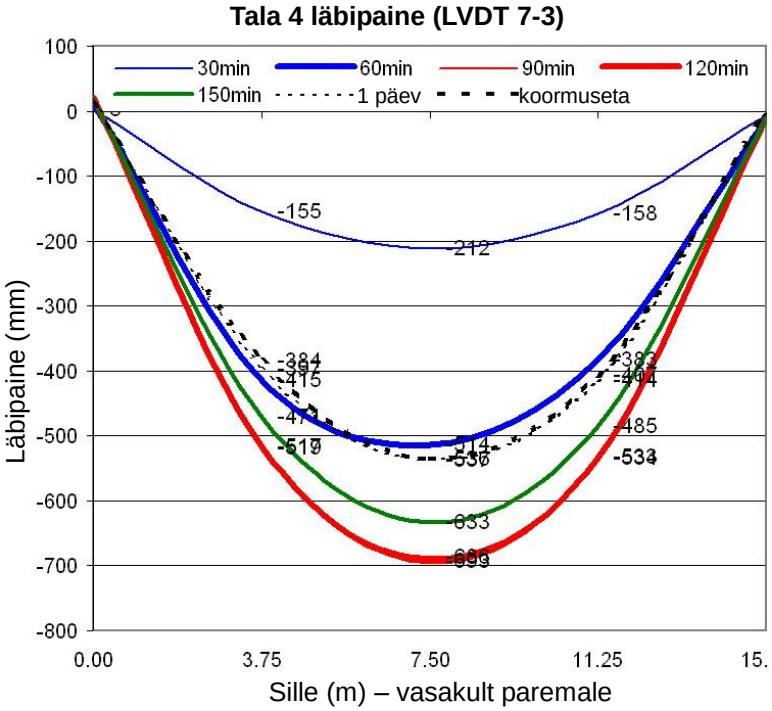


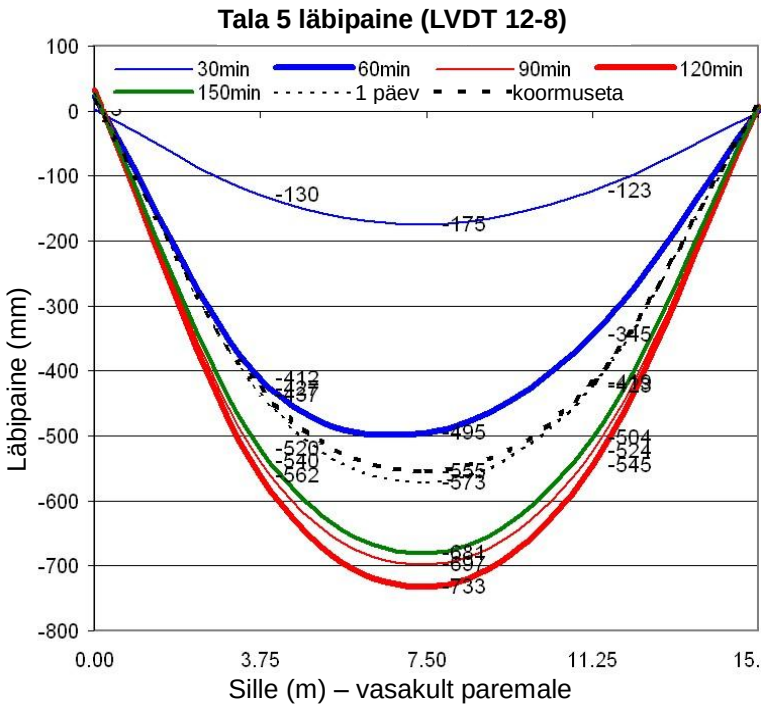
Joonis 7.57 *Talade vahel asuva armatuurvõrgu temperatuur*



Joonis 7.58 *Nihketüüblite temperatuur*

Plaadi maksimaalne läbipaine oli 783 mm, mis mõõdeti pärast 112-minutilist põlengut (joonis 7.59), s.o jahtumisfaasis. Joonisel 7.59 on toodud talade 4 ja 5 aja/läbipainde graafik katse ajal ja üks päev hiljem. Samuti on toodud läbipaine üks kuu hiljem, kui liivakotid on eemaldatud.





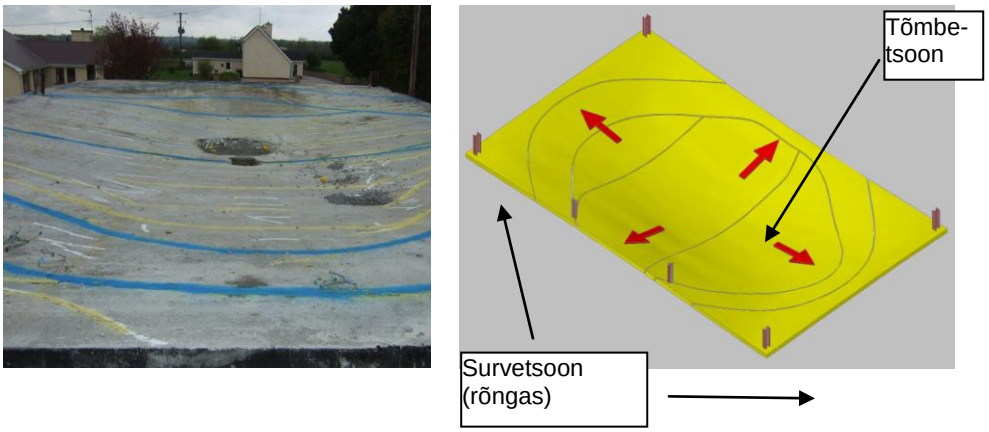
Joonis 7.59 *Tala/plaadi läbipaine*

Plaadi läbipainde kuju ning plaadi ja tala koostöö komposiitkonstruktsioonina tekitasid terastala ülemise vöö pöörde. See omakorda tekitas tala ristlõikes sekundaarse paindemomendi koos vertikaalse põikjõuga, mis viis avatud tala kiivetaolise stabiilsuse kaotuseni ja alumise vöö deformeerumiseni esialgsest tasandist kõrvale. Selles staadiumis võeti koormus põhiliselt vastu aheljõududega membraanmudeli kohaselt toimivas plaadis, mis vastab Bailey poolt välja töötatud arvutusmeetodile.

On näha, et tulekaitseta avadega talad võtavad koormust vastu ainult aheljõudude arvel ülemise vöö töötamisel tõmbele. Avadevahelise posti mõlkumine, mis on tavaline väikesemõõtmeliste eraldi katsetatud talade puhul, on siin jälgitav esimese ava juures, kus üldised deformatsioonid on takistatud.

7.4.6 Vahelaeplaadi toimimine membraanmudeli kohaselt

Profiilpleki temperatuur tõusis üle 900 °C ja plekk oli suurel määral betoonist nähtavalt eraldunud. Lisaks sellele oli temperatuuril 900 °C plekk kaotanud oma tugevusest 94%. Võib öelda, et maksimaalse põlengu temperatuuri juures plekk vahelaeplaadi kandevõimet ei mõjutanud. See vastab Bailey arvutusmeetodile, mis ignoreerib profiilplekki plaadi kandevõime määramisel. Siiski on plekil teatud positiivne mõju, takistades betooni kihiti lahtimurdumist temperatuuri mõjul. Katse käigus tekkis plaadi lühema silde sihis pragu (joonis 7.60), mis on sarnane eelmises katses nähtule.



Joonis 7.60 *Plaadi toimimist iseloomustav pragude pilt*

Betoonplaadi servades olid vertikaaltoed, kuid horisontaalsihis sidemed puudusid. Tulekaitsega ääretalad säilitasid kandevõime ning paindusid mõningal määral läbi. Selle tulemusel tekkisid plaadi tasandis membraanjõud, plaadi keskosas tõmbejõud ning plaadi äärtes survejõud (joonis 7.60). Selline jõudude jaotus sarnaneb jõududega jalgratta rattas, tõmbejõud vastab kodarate mõjule ja survejõud aga rattale.

7.4.7 Kokkuvõte

Vahelaeplaat säilitas kandevõime kogu katse jooksul ja demonstreeris plaadi membraanina toimimisest tulenevat konstruktsioonisüsteemi kui terviku tugevust. Katses mõõdetud andmete põhjal võib öelda, et armatuurvõrk töötas plaadi keskmelähedases piirkonnas elliptilis-paraboolse tõmbevõrguna, mis oli ankurdatud plaadi servas moodustunud betooni surveringi. Tulekahjuolukorras ei vaja membraanmudeli kohaselt toimiv plaat abitaladest tugesid ning seetõttu võib abitalad jätta tulekaitseta.

Tulekaitseta avadega talade toimimise kohta võib kokkuvõtteks teha sellised järeldused:

1. Erinevalt väikesemõõtmelistest eraldi tulekahjuolukorras katsetatud avadega taladest, mille puhul purunemine toimus tavaliselt avadevahelise seinaposti mõlkumise tõttu või Vierendeel-mudeli kohaselt, oli käesolevas katses vahelaeplaadi purunemise põhjuseks talade ja plaadi koostöö tulemusena avadega talade kiivetaoline üldstabiilsuse kaotus.

2. Pärast kiivedeformatsiooni tekkimist aitas plaadi kandevõimele kaasa ainult talade aheljõudude arvel tõmbele töötav ülemine T-kujuline vöö.

3. Avadega talad ei mõjutanud vahelaeplaadi membraanina toimimist, mis vastas Bailey arvutusmeetodi aluseks olevale mudelile ning tagas plaadi kandevõime säilimise kogu põlengu vältel.

Tuletõkkesektsiooni piirdeks olev kivisein säilitas oma terviklikkuse, vaatamata märkimisväärsele temperatuuride erinevusele seina ristlõikes ja suurtele deformatsioonidele oma vertikaaltasandist välja. Lisaks sellele olid elementide tule eest kaitstud ühendussõlmed väga töökindlad ilma purunemisele viitavate vigastusteta.

8 NUMBRILINE ANALÜÜS

8.1 Üldist

Täismõõtmelised standardkatsed tulepüsivuse määramiseks kinnitasid komposiitvahelae väga head töökindlust tänu Bailey ja Moore'i [12, 13] kirjeldatud membraanjõudude mõjule. Sellele vaatamata on vaja kontrollida mudeli toimivust lihtsustatud arvutusmeetodi väljatöötamiseks selle kasutusala piirides. Praeguste teadmiste taseme juures on see võimalik numbrilise parameetrilise uuringu abil, kasutades selleks vastava taseme tarkvara ja arvutumudeleid, mis võimaldavad arvesse võtta ja jälgida erinevaid vahelae toimivust mõjutavaid parameetreid, näiteks vahelae deformeerunud kuju, armatuuri pikenemist jne. Enne parameetrilise uuringu algust oli vaja arvutusmudelit kontrollida võrdluses eksperimendiga.

8.2 ANSYS mudeli võrdlus FRACOF katsetega

8.2.1 Üldist

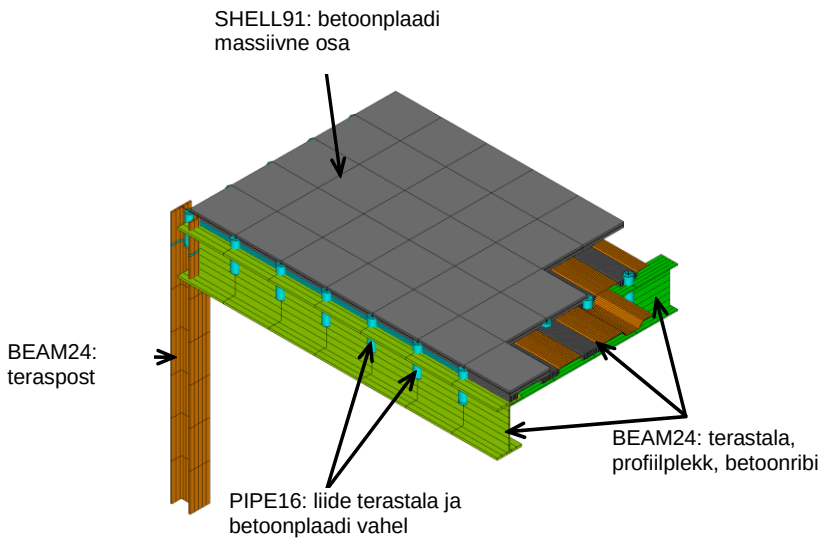
Arvutusmudeli usaldusväärsuse ja töökindluse kontrollimiseks võrreldi ANSYS mudelit peatükis 7 kirjeldatud komposiitvahelae täismõõtmelise eksperimendi tulemustega. Arvutusmudel koosnes kahest osast, üks soojuslike ja teine konstruktsiooniarvutuste jaoks.

8.2.2 Konstruktsiooniarvutus

Konstruktsiooniarvutuseks loodud mudelis on arvestatud terastalade, profiilpleki, betooni ja armatuurvõrgu koostoimega (vt joonis 8.1). Mudelis kasutati järgnevaid lõplike elementide tüüpe:

- 3D mittelineaarne sirge varraselement – BEAM24,
- 3D mittelineaarne mitmekihiline koorikuelement – SHELL91,
- 3D lineaarne sirge varraselement – PIPE16.

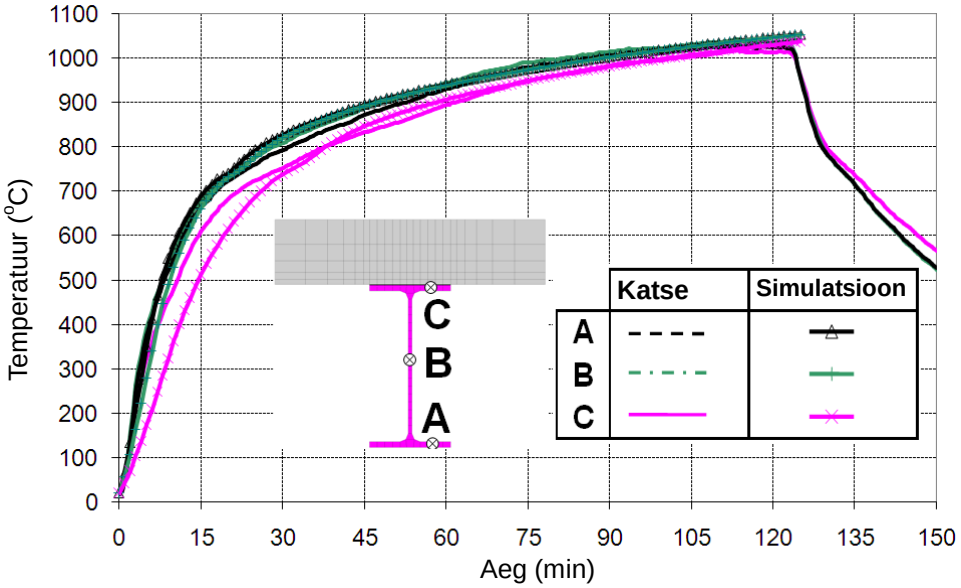
Komposiitplaadi täisplaadiosas ja armatuurvõrgu modelleerimiseks kasutati koorikelemente. Tala-post elemente kasutati terastalade, profiilpleki ja komposiitplaadiribide modelleerimiseks. Varraselementidega modelleeriti nihkeliide terastalade ja komposiitplaadi vahel.



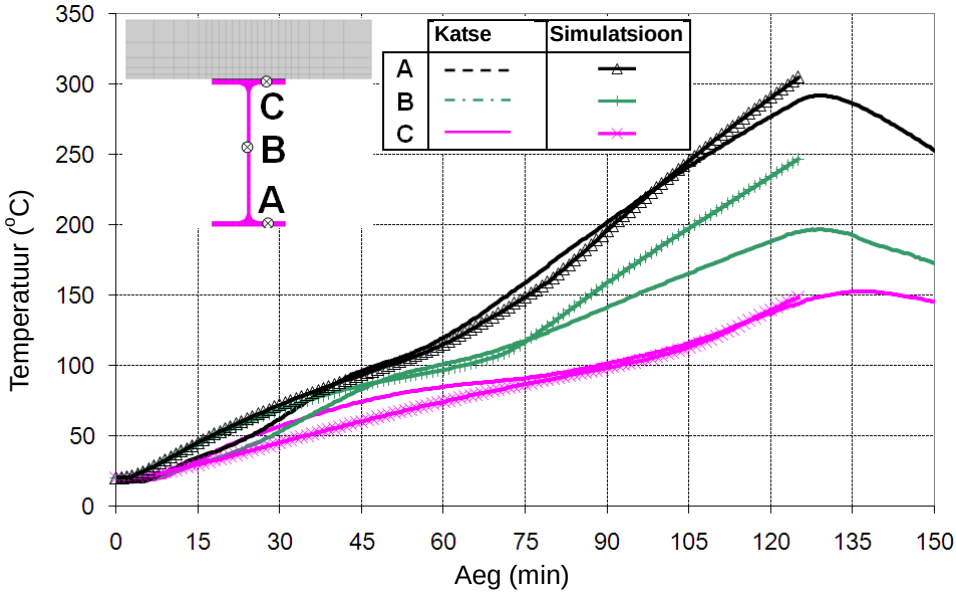
Joonis 8.1 *Konstruktsioonimudeli elemendid*

8.2.3 Soojusülekande arvutus

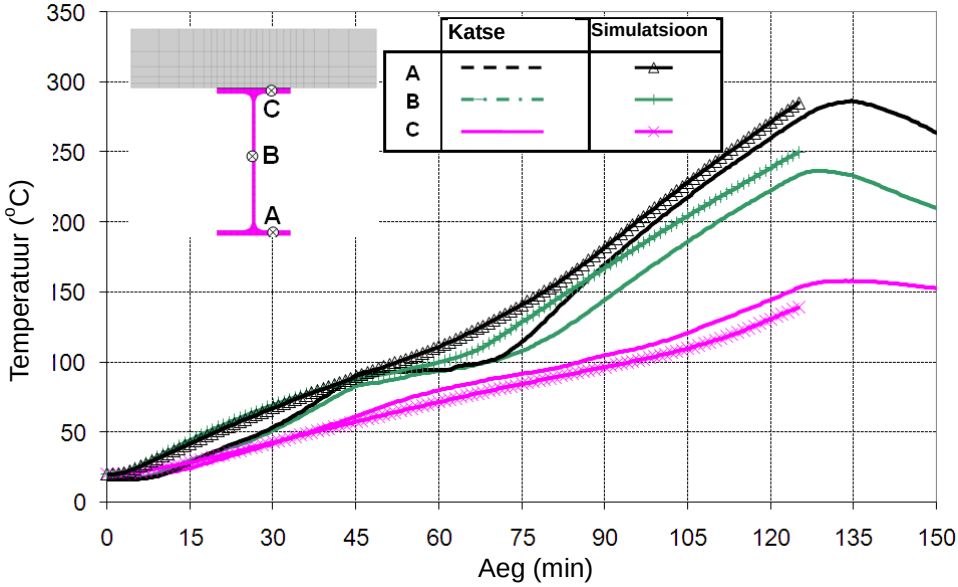
Soojusülekande arvutuses modelleeriti temperatuuri muutus kõikides konstruktsioonielementides 2D-mudelis konstruktsioonielementide tüüpiliste ristlõikeparameetrite abil. Tulekaitsematerjalide isolatsiooniomadused lisati tulekaitsega konstruktsioonielementide mudelile vastavalt simuleeritavale katseolukorrale. Teras- ja betoonmaterjalide soojuslikud omadused võeti vastavalt standardile EN1994-1-2[33]. Numbriliste ja katseliste temperatuuride võrdlus on toodud joonistel 8.2 kuni 8.5.



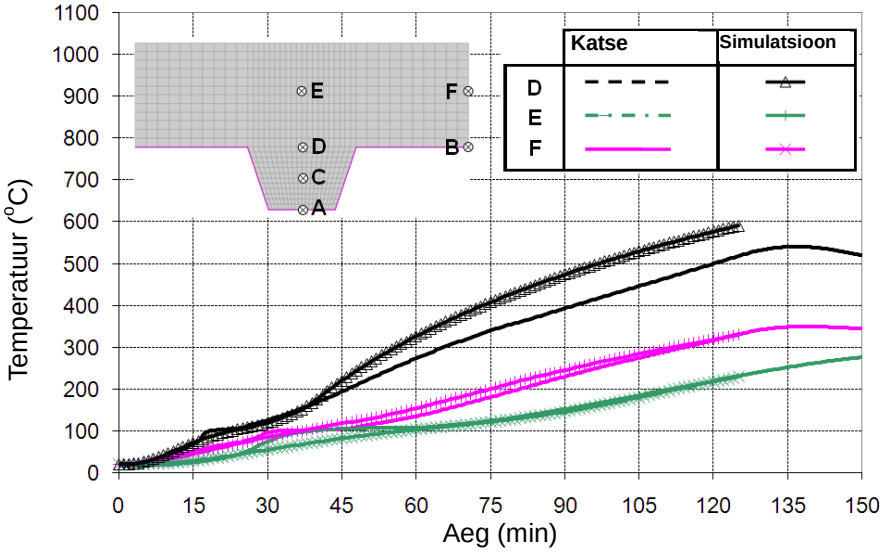
Joonis 8.2 *Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus – tulekaitseta terastalad*



Joonis 8.3 *Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus – tulekaitsega abitalad*



Joonis 8.4 *Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus – tulekaitsega peatalad*

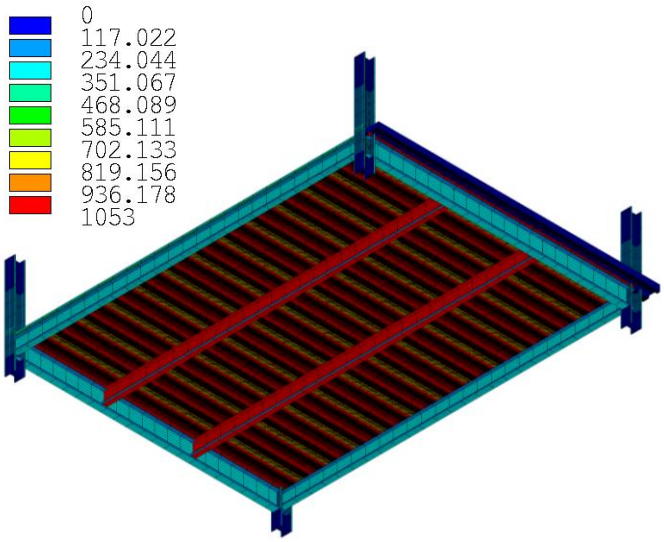


Joonis 8.5 *Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus – komposiitplaat*

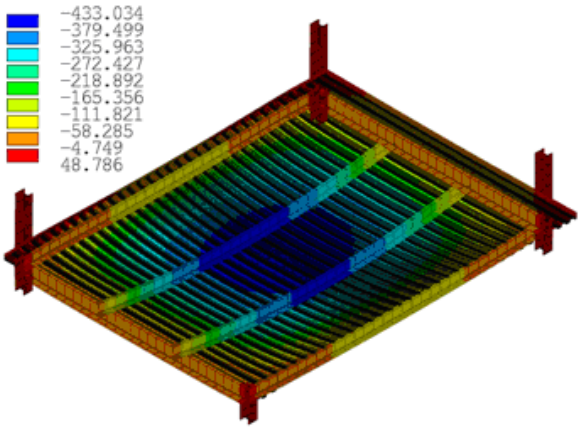
8.2.4 Konstruktsioonielementide mehaaniline toimimine

Vahelae konstruktsiooniarvutustes sisestati soojusülekandemudelist saadud temperatuurid konstruktsioonimudelisse (joonis 8.6).

Mudelilt on selgelt näha, et vahelae keskosa temperatuur on palju kõrgem kui ääreelementidel. Konstruktsiooni arvutusmudeli käitumist näitab joonis 8.7, kus on esitatud arvutusmudeliga simuleeritud konstruktsiooni deformeerunud kuju pärast 120-minutilist standardpõlengut.

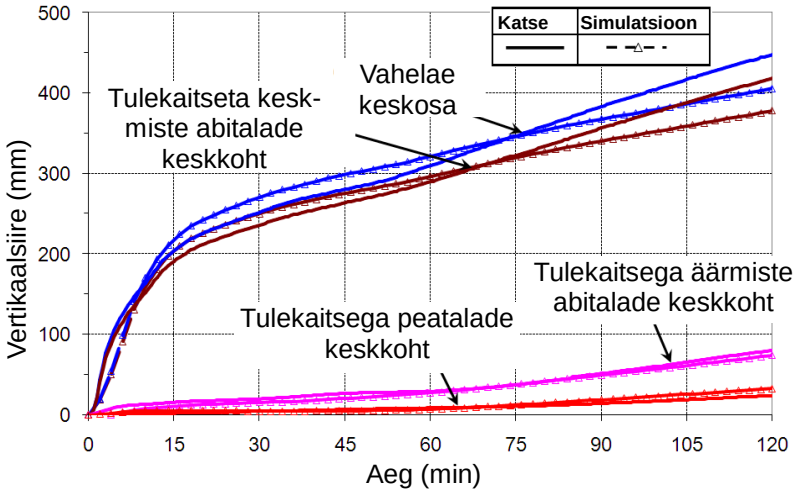


Joonis 8.6 *Temperatuurijaotus konstruktsioonimudelis 120-minutilise ISO tulekahju tulemusena*



Joonis 8.7 *Vahelae deformeerunud kuju*

Katseliste ja arvutuslike läbipainete võrdlus on toodud joonisel 8.8. Üldiselt langevad numbrilised tulemused eksperimentaalsetega väga hästi kokku. Siiski on mõningad lahknevused tulekaitseta talade juures pärast 50-minutilist põlengut. Selle põhjuseks võib lugeda katses esinenud armatuurvõrgu katkemist, mis põhjustas läbipainete suurenemist. Vaatamata sellele väikesele kõrvalekaldele, võib lugeda numbrilist mudelit piisavalt usaldusväärseks ja sobivaks, et kasutada seda vahelae uurimisel tulekahjuolukorras.



Joonis 8.8 *Vahelae katseliste ja numbriliste läbipainete võrdlus*

8.3 SAFIR arvutusmudeli võrdlus katsetega

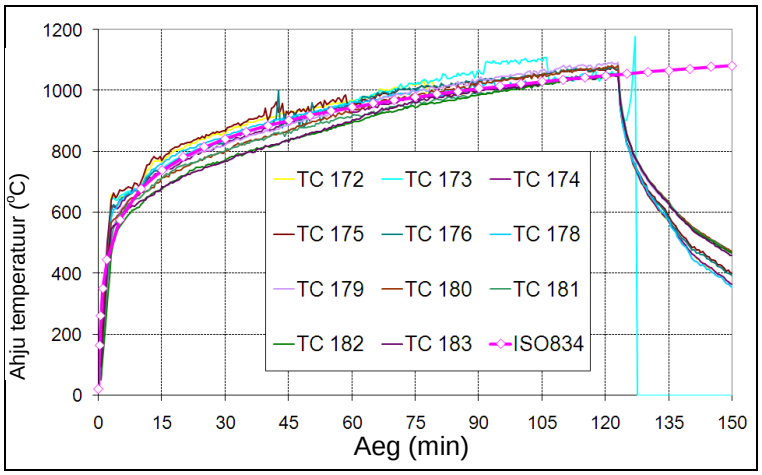
8.3.1 Üldist

Komposiitvahelae käitumise simuleerimiseks viidi läbi peatükis 7 kirjeldatud täismõõtmeliste katsete numbriline uuring tarkvarapaketiga SAFIR. Arvutusmudel koosnes kahest osast: üks soojuslike arvutuste, teine konstruktsiooniarvutuste jaoks.

8.3.2 SAFIR arvutuste ja FRACOF katsete võrdlus

8.3.2.1 Põlemiskoormus

FRACOF katses rakendati ISO standardtulekahju tingimusi, mis tekitati standardse tulepüsivuskatsetes kasutatava ahjuga. Ahju eri piirkondades mõõdetud temperatuurid näitavad, et ISO temperatuurikõverat jälgiti hästi (vt joonis 8.9).

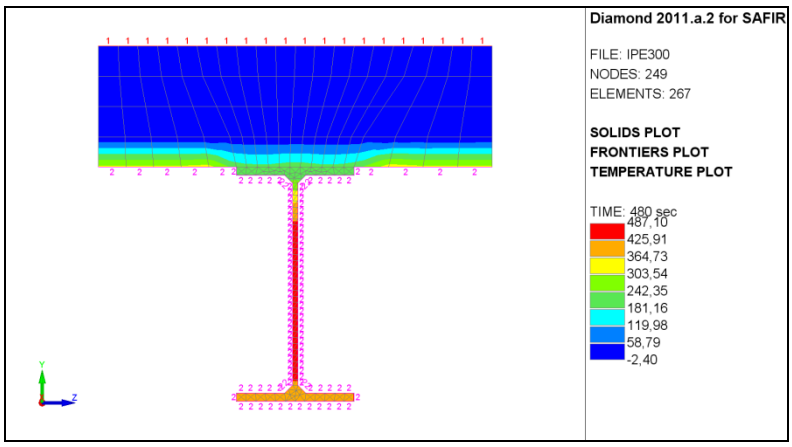


Joonis 8.9 *Katses mõõdetud keskkonnatemperatuuri ja ISO-834 temperatuurikõvera võrdlus*

8.3.2.2 Termiline arvutus: numbriline mudel ja peamised tulemused

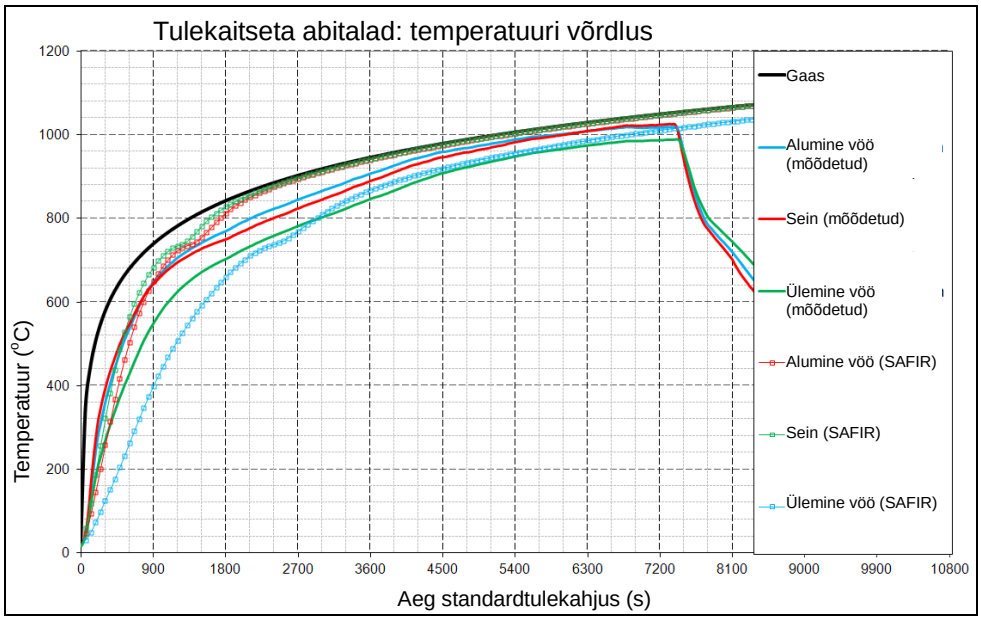
Plaadi ja terastalade termiliseks arvutuseks kasutati SAFIR tarkvara. Konstruktsioonielementide temperatuuri arvutuslikuks määramiseks rakendati ISO-834 temperatuurikõver betoonplaadi ja tulekaitseta terastalade välispinnale, samas tulekaitsega taladele rakendati katses mõõdetud terastalade temperatuur, et välistada võimalikke ebatäpsusi tulekaitsematerjali isolatsiooniomaduste kirjeldamisel või isolatsioonimaterjali paigaldamise vigu.

Tulekaitseta abitaladele toetuva betoonplaadi modelleerimisel võetakse arvesse betooni soojuslikke omadusi ja sellest tulenevat soojusülekannet taladelt plaati. Seda betooni tala ülemise vöö kohal käsitletakse ainult soojuslikus arvutuses, kuid ei võeta arvesse selle mehaanilisi omadusi (sest mehaaniliseks arvutuseks modelleeritakse betoonplaat eraldi koorikelementidega). Tala alumisele vööle, külgedele ja ülemise vöö alumisele pinnale rakendatakse ISO-834 kohane temperatuuri mõju, plaadi pealmine pind on kogu arvutusaja jooksul kontaktis tavatemperatuuril (20 °C) oleva õhuga (vt joonis 8.10).



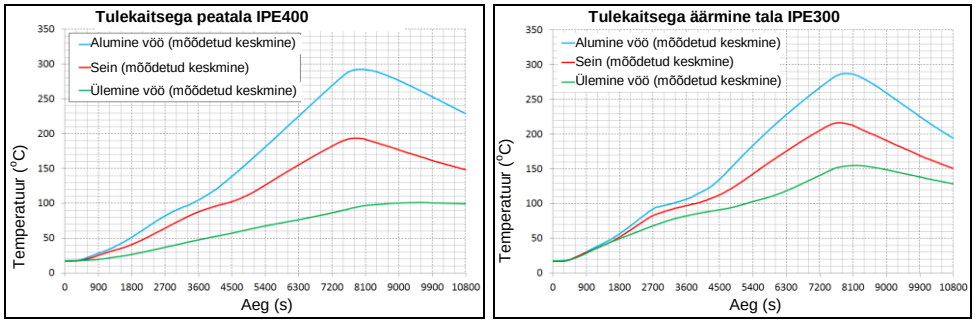
Joonis 8.10 *Temperatuurijaotus tulekaitseta abitalas*

Joonisel 8.11 võrreldakse tala alumises vöös, seinas ja ülemises vöös arvutuslikke tulemusi katselistega. Tulemuste kokkulangevus on hea.



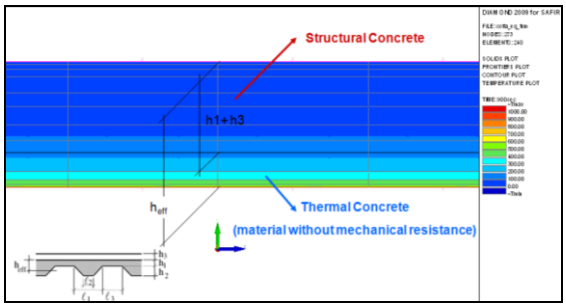
Joonis 8.11 *Arvutuslike ja katseliste temperatuuride võrdlus tulekaitseta abitalades*

Joonisel 8.12 on toodud katses mõõdetud temperatuurid tulekaitsega talade alumises vöös, seinas ja ülemises vöös.



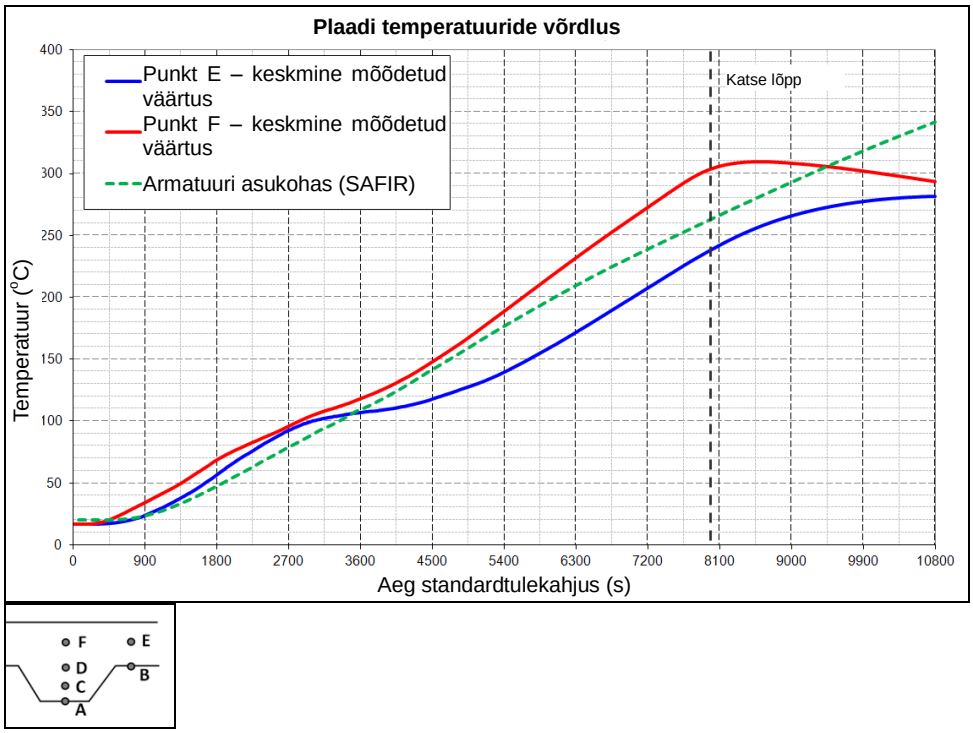
Joonis 8.12 *Katses mõõdetud temperatuurid tulekaitsega IPE400 ja IPE300 profiiliga talades*

Plaadi soojuslikus arvutuses kasutatakse plaadi efektiivpaksuse mudelit vastavalt Eurokoodeksi EN1994-1-2 definitsioonile. Ribid paksusega 58 mm ja betoonikiht paksusega 97 mm ribide kohal asendatakse tasase 120 mm plaadiga (vt joonis 8.13). Plaadi alumisele pinnale mõjub tulekahju temperatuur, ülemisele pinnale aga tavatemperatuur 20 °C. Mehaanilistes arvutustes arvestatakse profiilpleki kohal oleva plaadi paksusega.



Joonis 8.13 *Plaadi efektiivpaksus soojusarvutustes*

Joonisel 8.14 (a) võrreldaks plaadis ribi kohal arvutuslikke temperatuure keskmiste katses mõõdetud temperatuuridega. Punktid E ja F vastavad armatuurvarraste asukohale (vt. Joonis 8.14 (b)).

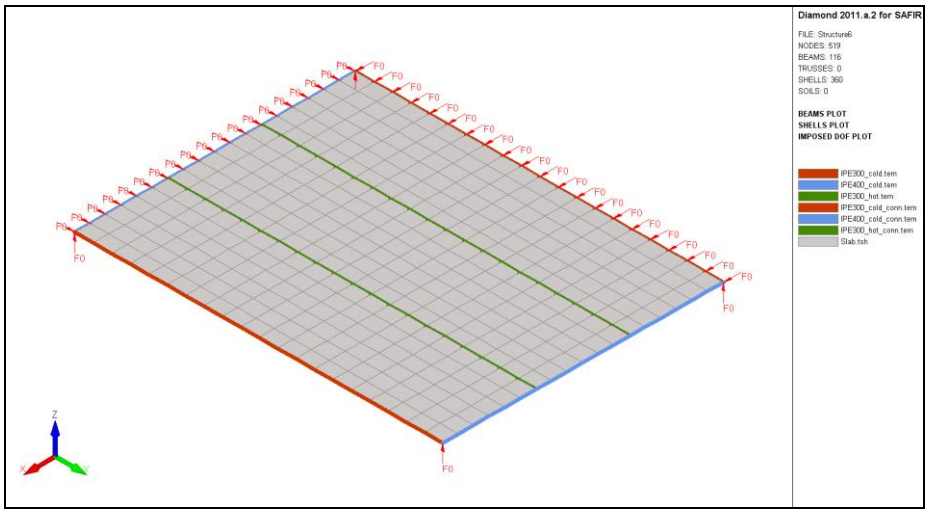


Joonis 8.14 *a) Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus plaadi efektiivpaksuse puhul (vasakul); b) termopaaride asukoht plaadis (paremal)*

Armatuurvarraste temperatuuride kokkulangevus katses ja simulatsioonis efektiivpaksuse plaadiga on hea.

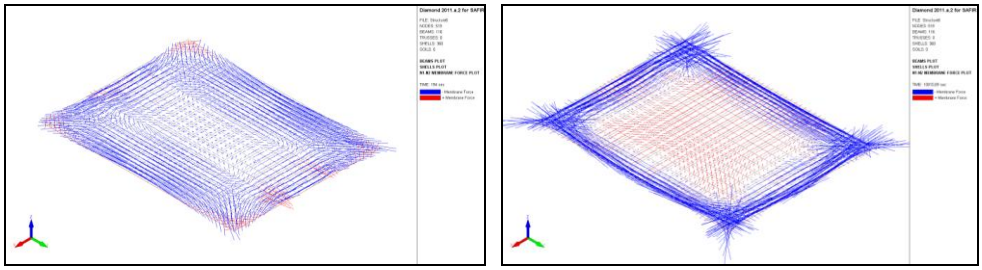
8.3.2.3 Konstruktsiooniarvutus

Lõplike elementide mudel koostati SAFIR tarkvaraga. Talade modelleerimisel kasutati BEAM elemente, plaadi jaoks SHELL elemente. Ääretalad on vabalt toetatud postidele (vt joonis 8.15). Plaat on kahelt küljelt horisontaalsihis kinnitatud, et simuleerida plaadi jätkuvust.



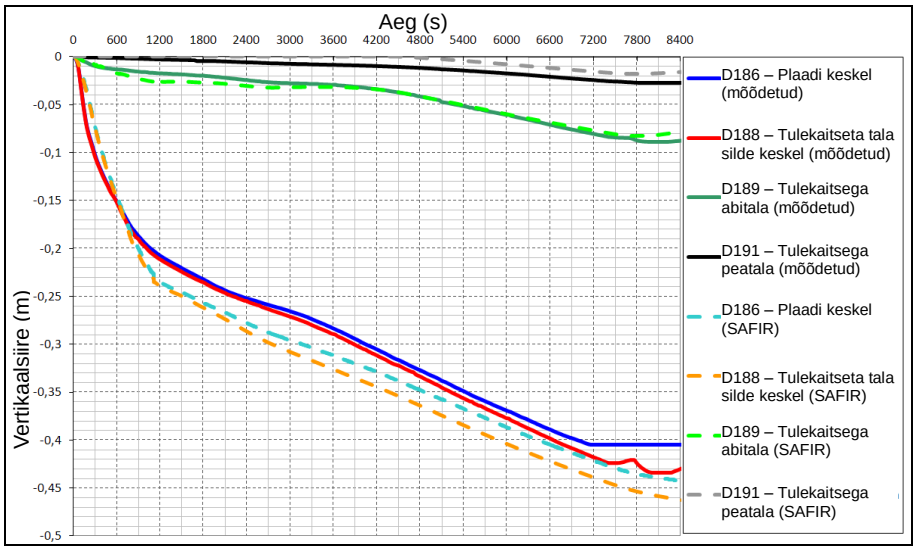
Joonis 8.15 *Vahelae mudel konstruktsiooniarvutusteks*

Tavatemperatuuril töötab plaat paindeelemendina, tulekahjuolukorras aga membraan-mudeli kohaselt. Membraantõmbejõud tava- ja tulekahjutemperatuuril on toodud joonisel 8.16.



Joonis 8.16 *Membraanjõud plaadis. Paindele töötava elemendi (vasakul) ja membraanina töötava elemendi (paremal) võrdlus*

Katses mõõdetud ja arvutusliku läbipainde võrdlus on toodud joonisel 8.17.



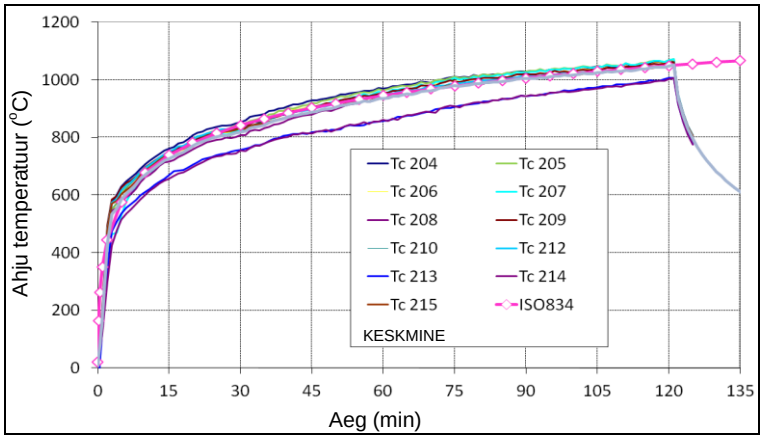
Joonis 8.17 *Katselise ja arvutusliku läbipainde võrdlus*

Kokkulangevuse katseliste ja arvutuslike läbipainde väärtuste vahel võib lugeda väga heaks. Seega on arvutusmudeli usaldusväärsus ning arvutustes tehtud lihtsustuste lubatavus kontrollitud. Näiteks postide paindejäikust ei võeta arvesse ning ribiplaat on asendatud ühtlase paksusega plaadiga. Arvutusmudelis kasutati materjali väärtusena katsekeha materjalide mõõdetud väärtusi.

8.3.3 SAFIR arvutuse ja COSSFIRE katse võrdlus

8.3.3.1 Põlemiskoormus

Cossfire katses oli vahelaele mõjuvaks tulekahjumudeliks ISO temperatuurikõver, mis tekitati standardses tulepüsivuskatseteks ettenähtud ahjus. Jooniselt 8.18 on näha, et kokkulangevus ahju eri punktides mõõdetud temperatuuri ja ISO temperatuurikõvera vahel on hea.

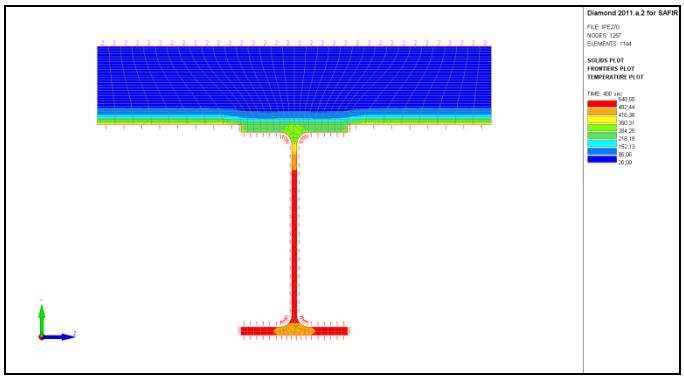


Joonis 8.18 *Katses mõõdetud ja ISO-834 temperatuurikõverate võrdlus*

8.3.3.2 Termiline arvutus: arvutusmudel ja põhilised tulemused

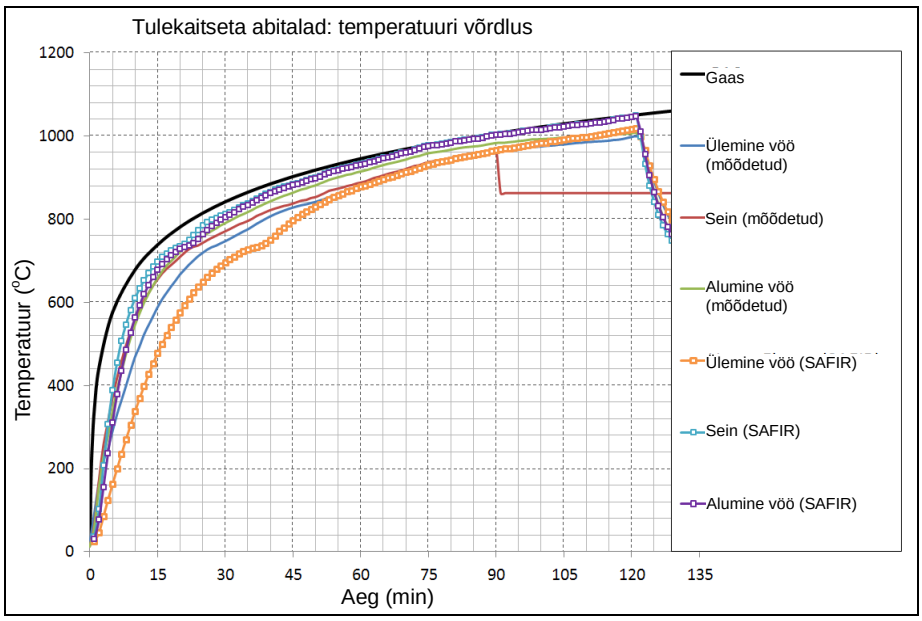
Terasprofiilide ja plaadi soojuslikuks arvutuseks on kasutatud SAFIR tarkvara. Temperatuuride arvutuslikuks määramiseks konstruktsioonis rakendati plaadi alumisele pinnale ja tulekaitseta terasprofiilide pinnale tulekahjuolukorrale vastav temperatuurikõver. Tulekaitsega pindade puhul aga rakendati temperatuuri vastavalt katses mõõdetud andmetele (et välistada isolatsioonimaterjali omadustest ja paigaldustehnoloogiast tingitud ebatäpsused).

Tulekaitseta abitalade puhul võeti arvesse ülemise vöö kontakti betooniga ja betooni soojuslikke omadusi. Seda betooni tala ülemise vöö kohal käsitletakse ainult soojuslikus arvutuses, kuid ei võeta arvesse selle mehaanilisi omadusi (sest mehaaniliseks arvutuseks modelleeritakse betoonplaat eraldi koorikelementidega). Tala alumisele vööle, külgedele ja ülemise vöö alumisele pinnale rakendatakse keskmist temperatuuri, plaadi pealmine pind on kogu arvutusaja jooksul kontaktis tavatemperatuuril (20 °C) oleva õhuga (vt joonis 8.19).



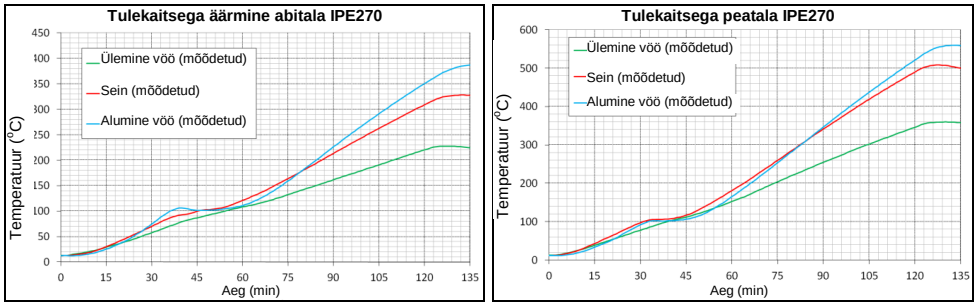
Joonis 8.19 *Temperatuurijaotus tulekaitseta abitalas*

Joonisel 8.20 võrreldakse arvutuslikke tulemusi katselistega tala alumises vöös, seinas ja ülemises vöös. Tulemuste kokkulangevus on hea.



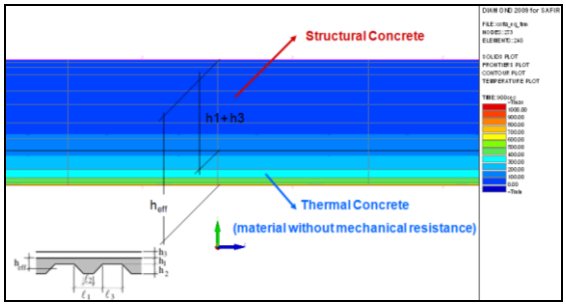
Joonis 8.20 *Arvutuslike ja katseliste temperatuuride võrdlus tulekaitseta abitalades*

Joonisel 8.21 on toodud katses mõõdetud temperatuurid tulekaitsega talade alumises vöös, seinas ja ülemises vöös.



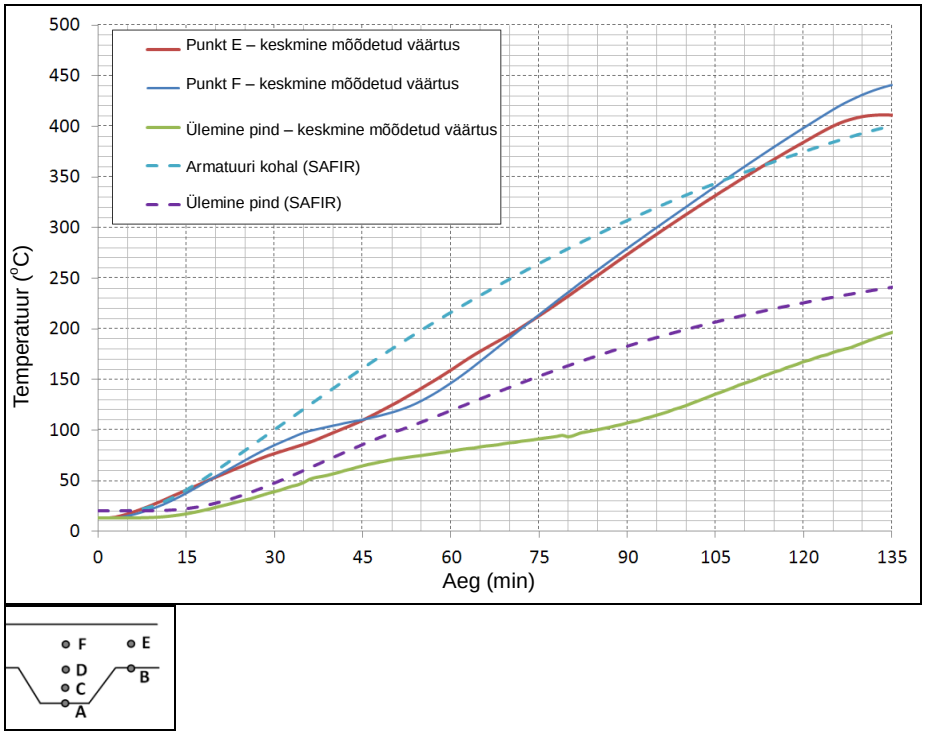
Joonis 8.21 *Katses mõõdetud temperatuurid tulekaitsega abitalas IPE270 (vasakul) ja tulekaitsega peatalas IPE270 (paremal)*

Plaadi soojuslikus arvutuses kasutatakse plaadi efektiivpaksuse mudelit vastavalt Eurokoodeksi EN1994-1-2 definitsioonile. Ribid paksusega 58 mm ja betoonikiht paksusega 77 mm ribide kohal asendatakse tasase 100 mm plaadiga (vt joonis 8.22). Plaadi alumisele pinnale mõjub tulekahju keskmine temperatuur, ülemisele aga tavatemperatuur 20 °C. Mehaanilistes arvutustes arvestatakse profiilpleki kohal oleva plaadi paksusega.



Joonis 8.22 *Plaadi efektiivpaksuse määramine termilisteks arvutusteks*

Joonisel 8.23 (a) võrreldakse arvutuslikke temperatuure katses mõõdetud temperatuuridega plaadis ribi kohal. Kolmes asukohas ribi kohal (punktid E ja F ning plaadi ülemine pind, vt joonis 8.23 (b)) on antud keskmised mõõdetud temperatuuriväärtused. Punktid E ja F vastavad armatuurvarraste asukohale.



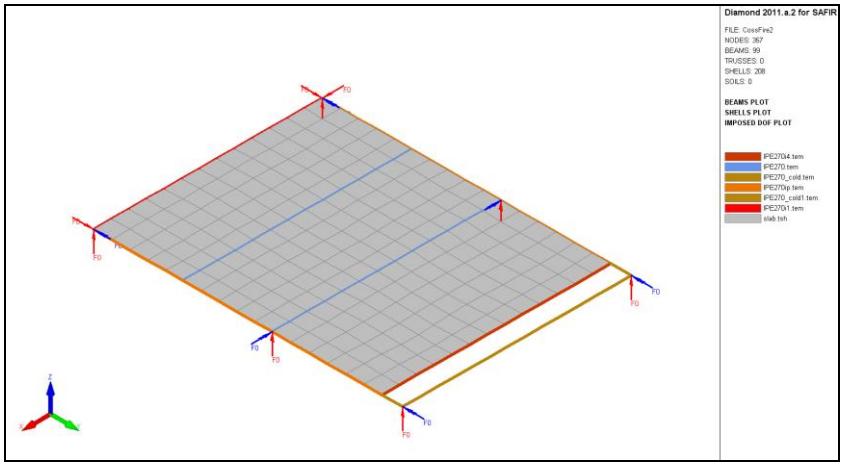
Joonis 8.23 *a) Katseliste ja arvutuslike temperatuuride võrdlus efektiivse plaadi paksuse puhul (vasakul), b) termopaaride asukoht plaadis (paremal)*

Armatuurvarraste temperatuuride kokkulangevus katses ja simulatsioonis efektiivpaksuse plaadiga on hea, välja arvatud plaadi ülemisel pinnal, kus simulatsioon hindab temperatuure veidi üle. Kuna punktid F ja E vastavad armatuurvarraste asukohale, on armatuurvarraste temperatuur efektiivpaksusega plaadiga mudelis korrektselt määratud.

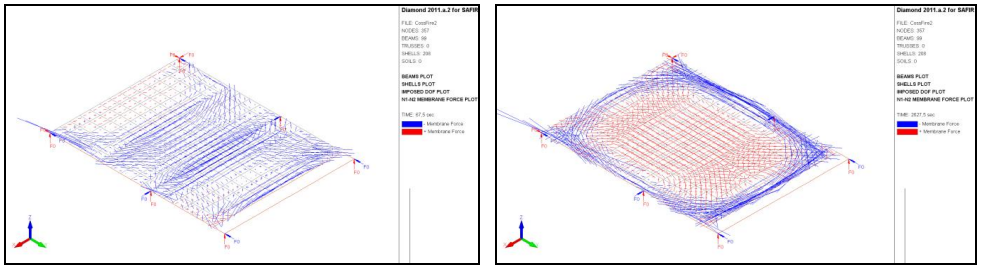
8.3.3.3 Konstruktsiooniarvutus

Lõplike elementide mudel koostati, kasutades SAFIR tarkvara. Talade modelleerimisel kasutati BEAM elemente, plaadi jaoks SHELL elemente. Ääretalad on vabalt toetatud postidele (vt joonis 8.24). Talade ja plaadi servad on horisontaalsihis sidemeteta.

Tavatemperatuuril töötab plaat paindeelemendina, tulekahjuolukorras membraanmudeli kohaselt. Membraantõmbejõud plaadis tava- ja tulekahjutemperatuuril on toodud joonisel 8.25.

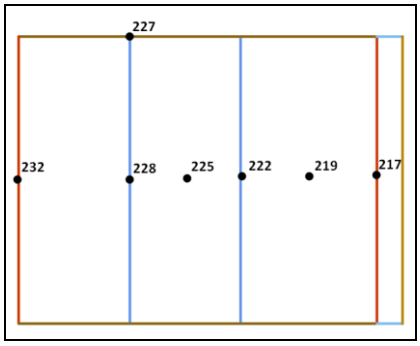


Joonis 8.24 *Vahelae konstruktsiooniarvutuse mudel*

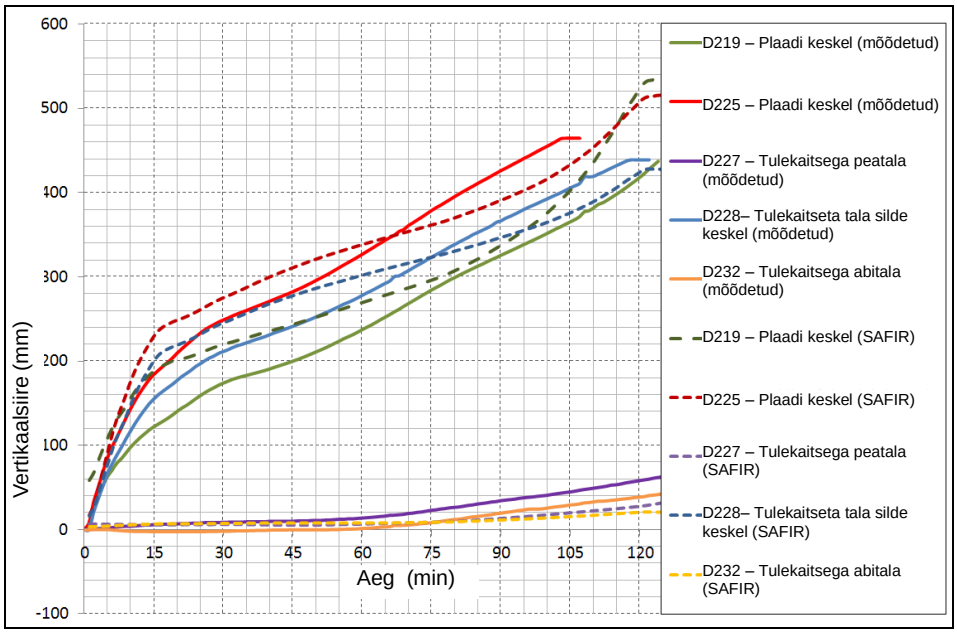


Joonis 8.25 *Membraanjõud plaadis. Paindele töötava elemendi (vasakul) ja membraanina töötava elemendi (paremal) võrdlus*

Joonisel 8.27 kujutatakse plaadi erinevates punktides (vt joonis 8.26) mõõdetud läbipainde ja arvutusliku läbipainde võrdlust.



Joonis 8.26 *Siirdemõõtjate asukohad, mille kohta on ka arvutuslikud andmed*



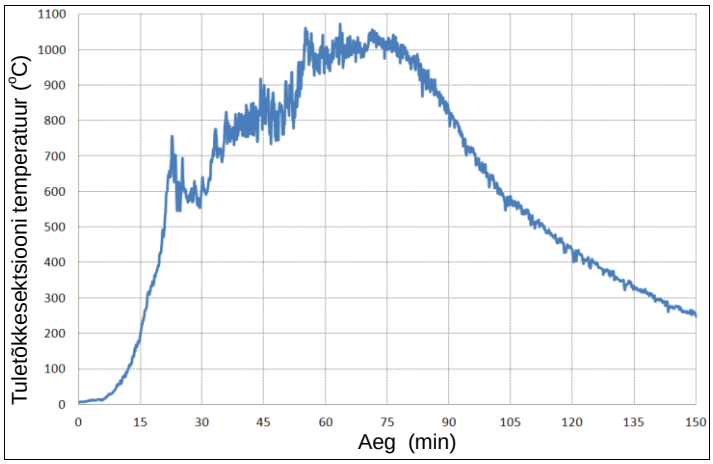
Joonis 8.27 *Katselise ja arvutusliku läbipainde võrdlus*

Kokkulangevuse katseliste ja arvutuslike läbipainde väärtuste vahel võib lugeda heaks. Seega on arvutusmudeli usaldusväärsus ning arvutustes tehtud lihtsustuste lubatavus kontrollitud. Näiteks postide paindejäikust ei võeta arvesse ning ribiplaat on asendatud ühtlase paksusega plaadiga. Arvutusmudelis kasutati materjali väärtusena katsekeha materjalide mõõdetud väärtusi.

8.3.4 SAFIR arvutuse ja FICEB katsete võrdlus

8.3.4.1 Põlemiskoormus

Ulsteri katsete võrdlusarvutuste temperatuuriks võeti katses tuletõkkesektsiooni keskel mõõdetud temperatuur (vt joonis 8.28), et täpsemalt hinnata SAFIR tarkvara võimekust simuleerida vahelae käitumist tegeliku tulekahjuolukorras esineva temperatuurikõvera mõjul.



Joonis 8.27 *Tuletõkkesektsiooni keskel mõõdetud temperatuurikõver*

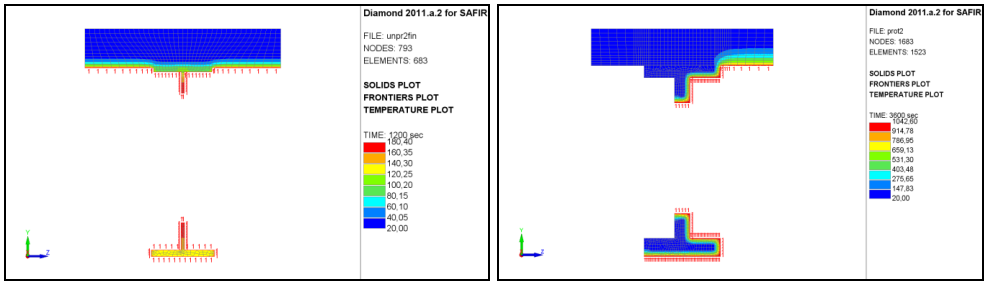
8.3.4.2 Termiline arvutus: arvutusmudelid ja põhilised tulemused

Terasprofiilide ja plaadi termilised arvutused on tehtud SAFIR tarkvaraga. Taladeks on on seinas olevate avadega terastalad. Kõigepealt määratakse talas ja plaadis temperatuur ning järgnevalt kasutatakse neid andmeid mehaanilises arvutuses, kusjuures tala ristlõikeks on ringikujulise ava keset läbiv ristlõige (vt joonis 8.29 (a)). Seejuures jääb arvestamata pikijõud tala seinte avadevahelistes postides.

Terastalade soojusarvutustes võeti arvesse ülemise vöö kontakti betooniga ja betooni soojuslikke omadusi. Seda betooni tala ülemise vöö kohal käsitletakse ainult soojuslikus arvutuses, kuid ei võeta arvesse selle mehaanilisi omadusi, sest mehaaniliseks arvutuseks modelleeritakse betoonplaat eraldi koorikelementidega. Talale ja plaadi alumisele pinnale rakendatakse katses tuletõkkesektsiooni keskel mõõdetud temperatuur, plaadi pealmine pind on kogu arvutusaja jooksul kontaktis tavatemperatuuril (20 °C) oleva õhuga.

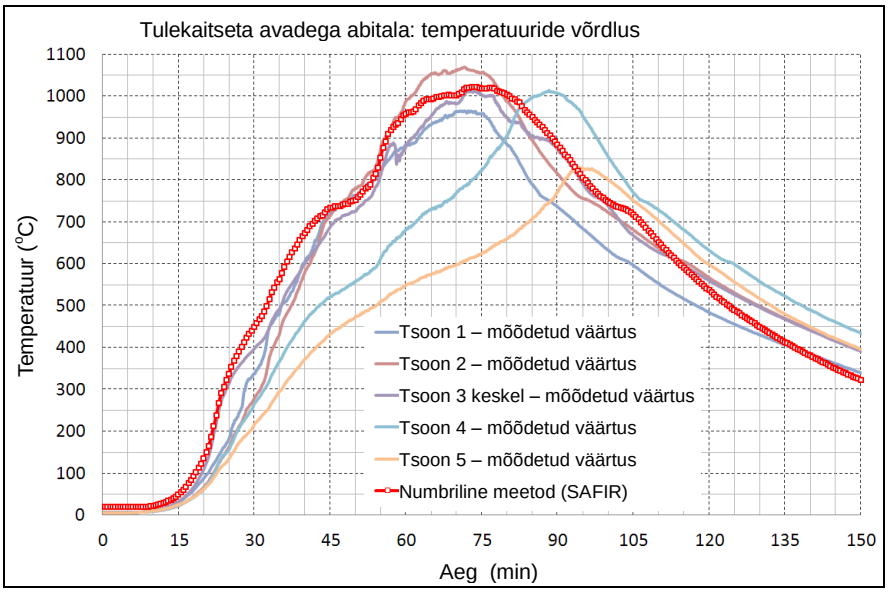
Tulekaitseta talades oli temperatuur palju kõrgem selliste avadega talade kriitilisest temperatuurist. Kui selliste talade arvutuses kasutada koorikelemente, saab mudelis jälgida ka stabiilsuse kaotust (avadevaheliste postide mõlkumine ja kiivetaoline üldstabiilsuse kaotus) temperatuuri 600 °C juures. Seega peab tulekaitseta talade konstruktsioonimudel arvestama avadevaheliste postide stabiilsuse kaotuse mõjuga.

Selle mõju võib lihtsustatult arvesse võtta, kasutades talade modelleerimiseks talaelemente, kuid muutes tulekaitseta talade alumise vöö materjali omadusi. Selle muudetud omadustega terase mehaanilised omadused vastavad standardi EN1993-1-2 kohasele terasele temperatuuri 500 °C juures ning mehaanilised omadused kaovad pöördumatult temperatuuride 500 °C ja 600 °C vahel stabiilsuse kaotuse arvesse võtmiseks.



Joonis 8.29 *Temperatuuri jaotus talades tulekahjuolukorras: a)tulekaitseta abitalad hübriidmudeliga (paremal) ja b) tulekaitsega talad (vasakul)*

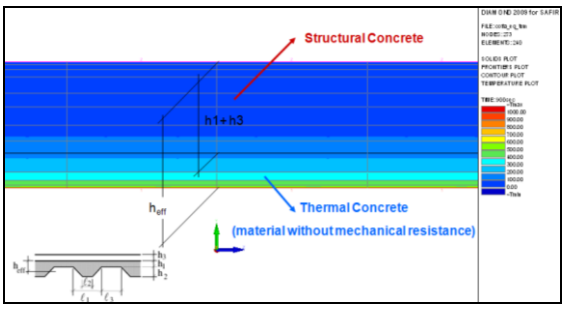
Tulekaitseta abitalades arvutatud temperatuuri on võrreldud katselise temperatuuriga erinevates tsoonides tala pikkuse ulatuses. Võrdlus näitab, et tala otstes on katseline temperatuur arvutuslikust veidi madalam.



Joonis 8.30 *Arvutusliku ja katselise temperatuuri võrdlus tulekaitseta abitalades*

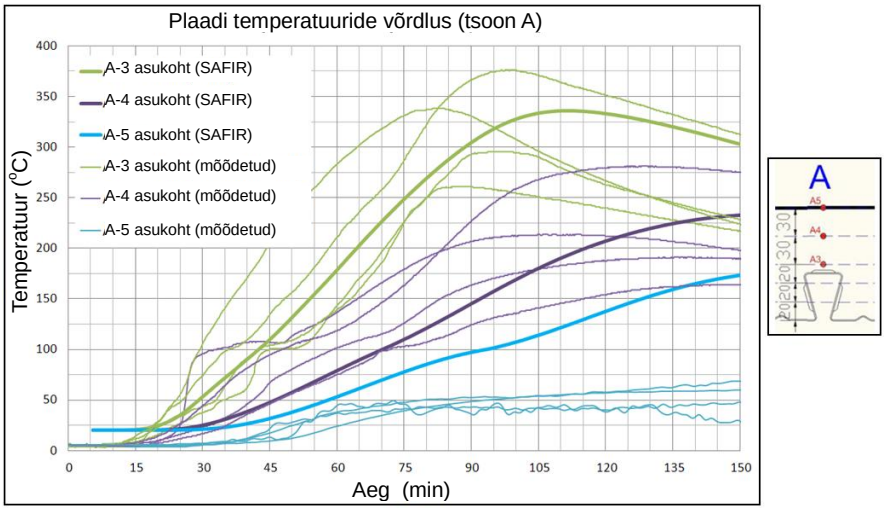
Tulekaitsega talade puhul võetakse ka lõplike elementide mudelis arvesse isolatsioonimaterjal. Tulekaitsega terasprofiilidele mõjub tulekahju temperatuur ühelt küljelt ja alumise vöö alumiselt pinnalt (vt joonis 8.29 (b)). Temperatuurid tulekaitsega talades jäid allapoole vastavate avadega talade kriitilist temperatuuri. Seega võis kogu arvutusaja jooksul kasutada standardseid terasmaterjali omadusi Eurokoodeksist EN1993-1-2. Avadega talade tulekaitse on otsustav parameeter, mis tagab komposiitvahelae membraanmudeli kohase toimivuse tulekahjuolukorras.

Plaadi soojuslikus arvutuses kasutatakse plaadi efektiivpaksuse mudelit vastavalt Eurokoodeksi EN1994-1-2 definitsioonile. Ribid paksusega 51 mm ja betoonikiht paksusega 69 mm ribide kohal asendatakse tasase 110 mm paksuse plaadiga (vt joonis 8.31). Plaadi alumisele pinnale mõjub tulekahju keskmine temperatuur, ülemisele aga tavatemperatuur 20 °C. Mehaanilistes arvutustes arvestatakse profiilpleki kohal oleva plaadi paksusega.



Joonis 8.31 *Plaadi efektiivpaksus soojusarvutustes*

Joonisel 8.32 (a) on võrreldud plaadis ribi kohal arvutuslikke temperatuure katselistega. Mõõdetud temperatuur on antud kolmes kohas ribi kohal (A-3, A-4 ja A-5, vt joonis 8.32 (b)) ja neljas kohas plaanis. Tsoon A-4 vastab armatuurvarraste asukohale.



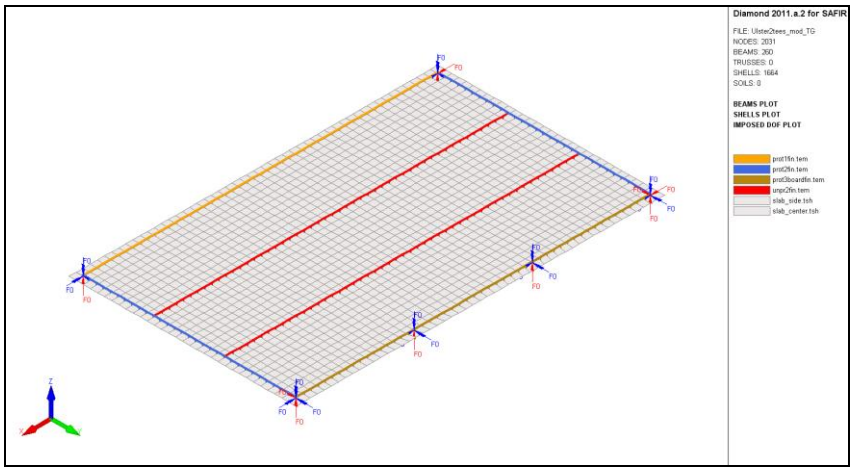
Joonis 8.32 *Soojusülekanne tsoonides A1, A2 A3 ja A4 kõrgusel A-3, A-4 ja A-5 ristlõikes. Katseliste ja efektiivpaksusega plaadiga mudelis leitud arvutuslike temperatuuride võrdlus*

Temperatuuride kokkulangevus katses ja simulatsioonis efektiivpaksuse plaadiga on hea, välja arvatud plaadi ülemisel pinnal (A-5), kus simulatsioon hindab temperatuure veidi üle. A-4 vastab armatuurvarraste asukohale, armatuurvarraste temperatuur on efektiivpaksusega plaadiga mudelis korrektselt määratud.

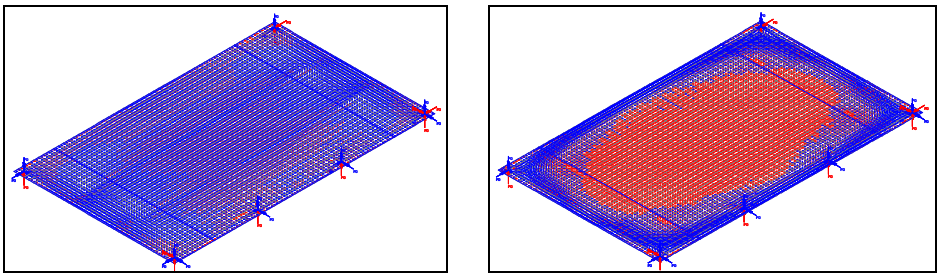
8.3.4.3 Konstruktsiooniarvutus

Lõplike elementide mudel koostati SAFIR tarkvara kasutades. Talade modelleerimisel kasutati BEAM elemente, plaadi jaoks SHELL elemente. Ääretalad on vabalt toetatud postidele (vt joonis 8.33). Talade ja plaadi servad on on horisontaalsihis sidemeteta.

Tavatemperatuuril töötab plaat paindeelemendina, tulekahjuolukorras aga membraanmudeli kohaselt. Membraantõmbejõud plaadis tava- ja tulekahjutemperatuuril on toodud joonisel 8.34.



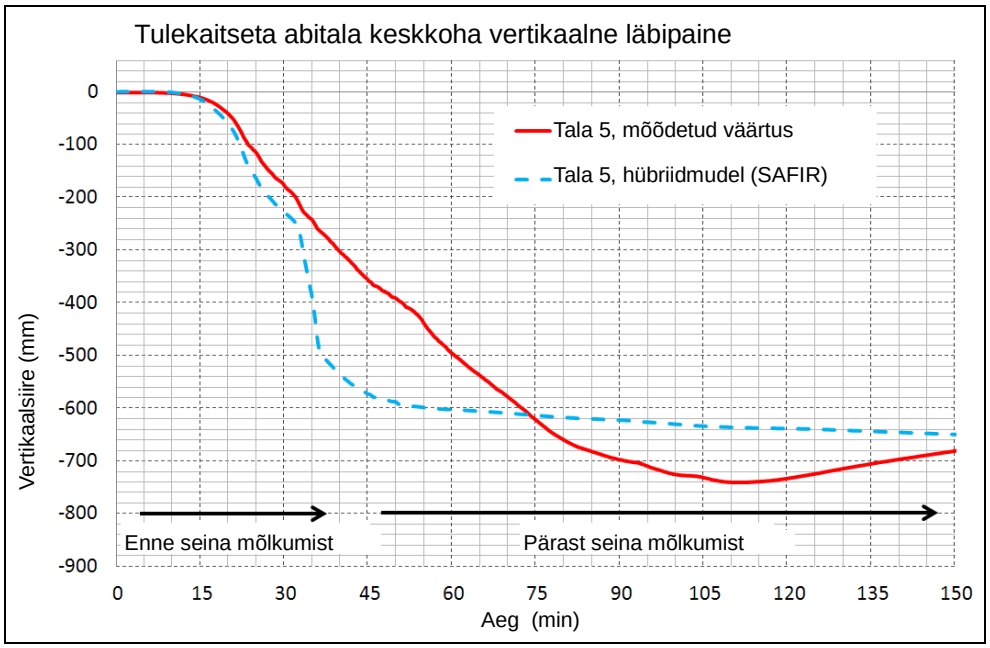
Joonis 8.33 *Vahelae mudel konstruktsiooniarvutusteks*



Joonis 8.34 *Membraanjõud plaadis. Paindele töötava elemendi (vasakul) ja membraanina töötava elemendi (paremal) võrdlus*

Kuna BEAM element ei võimalda arvesse võtta seina avadevahelise posti mõlkumist, kasutatakse tulekaitseta talade alumises vöös muudetud omadustega materjali. See muudetud terasmaterjal (*STEELEC3_WPB*) võimaldab modelleerida konstruktsiooni käitumist kogu katse jooksul üheainsa numbrilise arvutusega.

Joonisel 8.35 on toodud FEM mudeliga abitala silde keskel arvutatud läbipainde võrdlus katses mõõdetud suurusega.



Joonis 8.35 *Katseliste läbipainete võrdlus arvutuslikega (hübriidmudelil) tulekaitseta talade silde keskel*

Pärast 30 minutit kestnud põlengut oli tulekaitseta tala alumise vöö temperatuur tõusnud üle 500 °C. Seejärel, arvestades alumise vöö materjaliks muudetud omadustega hübriidmaterjali, kaotab alumine vöö kiiresti kandevõime ja läbipaine suureneb. Temperatuuri tõustes pärast avadevahelise posti stabiilsuse kaotust sobib hübriidmudel hästi vahelaeplaadi tegeliku käitumise modelleerimiseks.

Kokkulangevus FEM mudeli ja katsetulemuste vahel on hea. Seega võib lugeda modelleerimisel tehtud lihtsustused lubatavaks. Lihtsustusteks on näiteks tulekaitseta talade stabiilsuse kaotuse mudel, postide paindejäikuse arvestamata jätmine, ribiplaadi asendamine ühtlase ekvivalentpaksusega plaadiga. Arvutusmudelis kasutati materjalide omaduste nominaalseid andmeid.

SAFIR tarkvaraga loodud konstruktsioonimudeli abil oli võimalik vastuvõetava täpsusega simuleerida avadega talade ja vahelaeplaadi keerukat membraanmudelikohast koostoimimist. Muudetud omadustega terasmaterjali kasutamine tulekaitseta avadega talade alumise vöö mudelis on küll lihtsustatud, kuid efektiivne viis sellise keeruka nähtuse kirjeldamiseks nagu stabiilsuse kaotus, kusjuures meil on võimalik kasutada tala modelleerimisel talaelemente koorikelementide asemel. Oleks kindlasti võimalik modelleerida avadega talasid detailselt koorikelementidega, kuid see mudel oleks praktiliseks kasutamiseks liiga suur.

8.4 Parameetriline numbriline analüüs standardikohase tulekahjumudeli puhul

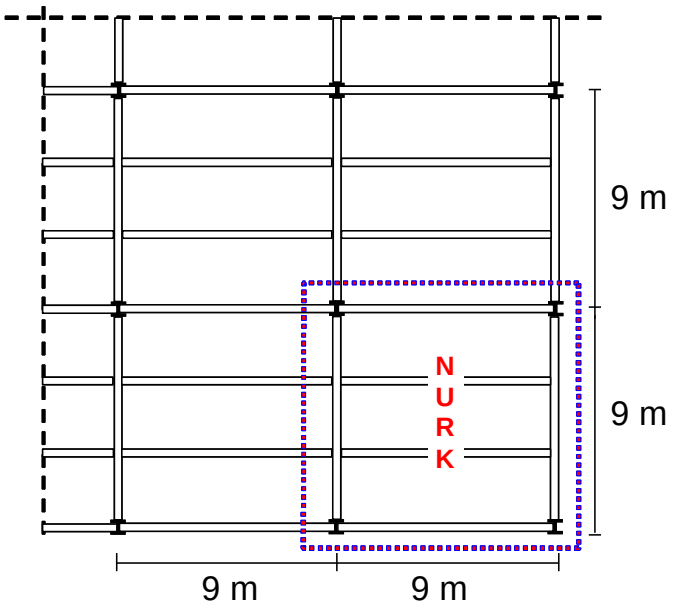
8.4.1 Parameetrilise analüüsi algandmed

Parameetrilise analüüsi eesmärgiks oli laiendada uuringuid ja katta kontrollarvutustega kogu lihtsustatud meetodi kasutusala. Siiski oleks täismahuline parameetriline uuring nõudnud liiga palju arvutusressurssi. Seepärast piirduti parameetrilistes arvutustes järgmiste parameetrite mõju uurimisega:

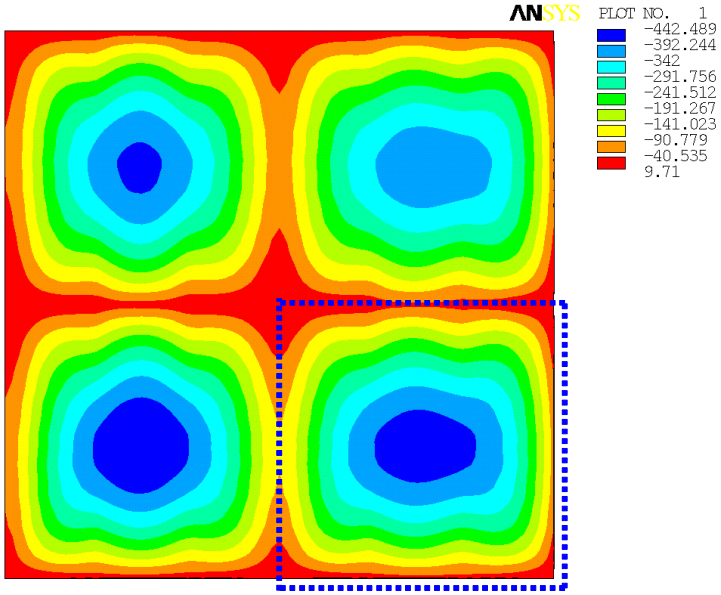
- vahelae posti- ja taladevõrgu samm;
- konstruktsiooni kandevõime kasutusaste;
- tulekaju kestus.

Selles numbrilises uuringus käsitletakse ainult terasest ja betoonist komposiitvahelagede toimimist standardikohases tulekahjus.

Eeluuring tehti 18 m × 18 m vahelael, mis koosnes mõlemas suunas kahest 9-meetrisest sildest (vt joonis 8.36 (a)). Eeluuringu eesmärk oli määrata kindlaks sobivad ääretingimused plaadile, mille puhul edasiste arvutuste tulemused oleksid rakendatavad ka suurema arvu sillete korral. Nagu näha jooniselt 8.36 (b), saab kahel serval jätkuva plaadiga nurgasektsiooni eeldatav läbipaine kõikide sektsioonide kõrval määravaks (ülejäänud sektsioonidel on plaat kolmel või neljal serval jätkuv). Kõikides edasistes numbrilistes simulatsioonides rakendati jätkuvuse arvestamiseks nurgasektsiooni ääretingimusi.



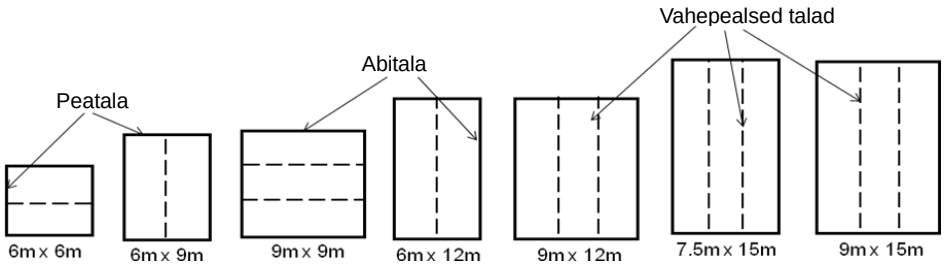
(a) Reaalse hoone karkassi sektsioonide asetus



(b) ANSYS mudel

Joonis 8.36 *Vahelae nelja sektsiooni arvutuslikud läbipainded*

Uuriti seitset sektsiooni mõõtmetega: 6×6 m, 6×9 m, 6×12 m, 9×9 m, 9×12 m, 9×15 m ja $7{,}5 \times 15$ m (joonis 8.37). Kõik need variandid modelleeriti numbriliselt, simuleerides komposiitplaadi jätkuvust kahel küljel. Eeldati, et kõik ääretalad on tulekaitsega, abitalad aga tulekaitseta.



Joonis 8.37 *Vahelae variandid parameetrilises analüüsis*

Vaadeldi kolme võimalikku muutuvkoormuse väärtust (tabel 8.1), mis vastavad Prantsusmaal enamlevinud vahelae koormustele. Lihtsustatud arvutusmeetodis võib kasutada ka nendest erinevaid koormusi, ilma et see mõjutaks meetodi kasutatavust. Parameetrilises analüüsis kasutati lõpuks variante 1 ja 3, varianti 2 loeti lihtsalt nende kahe vahel olevaks.

Tabel 8.1 *Alalise ja muutuvkoormuse väärtused*

Variant	Alaline koormus G	Muutuvkoormus Q
1	Omakaal + 1.25 kN/m²	2.5 kN/m²
2	Omakaal + 1.25 kN/m²	3.5 kN/m²
3	Omakaal + 1.25 kN/m²	5.0 kN/m²

Analüüsiti 4 standardtulekahju kestust – 30, 60, 90 ja 120 minutit. Komposiitplaadi paksus kõikidel juhtudel oli minimaalne ja tulenes isolatsioonitingimustest. Profiilpleki kõrguseks oli 60 mm, komposiitplaadi paksuseks kujunes vastavalt tulepüsivusajale 120, 130, 140 ja 150 mm. Profiilpleki geomeetria vastab COFRAPLUS 60 andmetele (Prantsuse turul kõige levinum toode). Sellel profiilplekil on teistega võrreldes suhteliselt kitsad ribid, mistõttu on ka pleki kandevõime väiksem ja temperatuuritaluvus suurem. Kui lihtsustatud arvutusmeetodeid on kontrollitud selle plekiga, siis peaks tulemused kehtima konservatiivselt ka teiste profiilplekkide puhul.

Eespool kirjeldatud parameetrite kombinatsioone arvestades tuli teha 112 numbrilist simulatsiooni.

Enne erinevate vahelaevariantide tulepüsivusarvutust projekteeriti need vastavalt standardile EN 1994-1-1[34]. Terastalad ja betoonplaat oli ühendatud polttüüblitega. Betooni klass oli C30/37 survetugevusega 30 MPa. Armatuurterase klass B500, terastalad terasest klassiga S235.

Oluliseks parameetriks, mis mõjutab komposiitvahelae tulepüsivusarvutust lihtsustatud meetodiga, on armatuurvõrgu mõõtmed. Parameetrilise analüüsi käigus määrati armatuuri mõõtmed lihtsustatud arvutusmeetodiga. Kõikidel juhtudel oli pikivarda telje kaugus plaadi pealispinnast 45 mm.

Tulekaitsega ääretalade ja postide temperatuur mõjutab samuti vahelaeplaadi käitumist. Parameetrilises analüüsis modelleeriti tulekaitsematerjali termilisi omadusi nii, et nende elementide temperatuur põlengu lõpuks oli ligikaudu 550 °C. Kui aga see temperatuur saavutati enne põlengu lõppu, siis hoiti tala edasi temperatuuril 550 °C.

Andmed terastalade ja armatuurvõrgu kohta on toodud tabelites 8.2 kuni 8.5. Tabelis on esitatud ka nihketüüblite määr komposiittalades ja terase klass, kui see ei ole S235. B1, B2, S ja DC tähendavad vastavalt peatala, abitala, armatuurvõrgu ristlõikepindala (mm^2/m) ja nihkeliite määra. Lisaks sellele tähistab Sille 1 abitalade, Sille 2 aga peatalade pikkust. Iga variandi jaoks tehti kaks simulatsiooni, ühel juhul oli plaadi ja posti vahel mehaaniline liide (näiteks armatuurvarda abil), teisel juhul ei olnud.

Tabel 8.2 *30-minutilise tulepüsivusega vahelae parameetrid*

R 30 Paksus = 120 mm		**Sille1 [m]**							
Sille 2 [m]	**Koormus [kN/m²]**	**6**		**9**		**12**		**15**	
6	**2.5+1.25**	B1	IPE300	B1	IPE360	B1	IPE450		
			DC: 0.9		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE240	B2	IPE360	B2	IPE450		
			DC: 0.8		DC: 0.7		DC: 0.7		
		S	84	S	99	S	142		
	5.0+1.25	B1	IPE360	B1	IPE450	B1	IPE500		
			DC: 0.9		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE270	B2	IPE400	B2	IPE500		
			DC: 0.7		DC: 0.6		DC: 0.6		
		S	99	S	142	S	142		
7.5	**2.5+1.25**							B1	IPE600
									DC: 1.0
								B2	IPE550
									DC: 0.7
								S	142
	5.0+1.25							B1	IPE600 -S355
									DC: 1.0
								B2	IPE600
									DC: 0.7
								S	142
9	**2.5+1.25**			B1	IPE550	B1	IPE600	B1	IPE600
					DC: 0.6		DC: 0.8		DC: 1.0
				B2	IPE360	B2	IPE450	B2	IPE500
					DC: 0.7		DC: 0.7		DC: 0.7
				S	99	S	142	S	142
	5.0+1.25			B1	IPE550 -S355	B1	IPE600 -S355	B1	IPE600 -S355
					DC: 0.6		DC: 0.8		DC: 1.0
				B2	IPE400	B2	IPE500	B2	IPE600
					DC: 0.6		DC: 0.6		DC: 0.7
				S	142	S	142	S	142

Tabel 8.3 *60-minutilise tulepüsivusega vahelae parameetrid*

R 60 Paksus = 130 mm		Sille1 [m]							
Sille 2 [m]	**Koormus [kN/m²]**	**6**		**9**		**12**		**15**	
6	**2.5+1.25**	B1	IPE300	B1	IPE360	B1	IPE450		
			DC: 0.8		DC: 0.9		DC: 1.0		
		B2	IPE240	B2	IPE360	B2	IPE450		
			DC: 0.8		DC: 0.8		DC: 0.7		
		S	115	S	193	S	284		
	5.0+1.25	B1	IPE360	B1	IPE450	B1	IPE500		
			DC: 0.8		DC: 0.9		DC: 1.0		
		B2	IPE270	B2	IPE400	B2	IPE500		
			DC: 0.7		DC: 0.6		DC: 0.5		
		S	151	S	227	S	347		
7.5	**2.5+1.25**							B1	IPE600
									DC: 1.0
								B2	IPE550
									DC: 0.7
								S	347
	5.0+1.25							B1	IPE600-S355
									DC: 1.0
								B2	IPE600
									DC: 0.6
								S	433
9	**2.5+1.25**			B1	IPE550	B1	IPE600	B1	IPE600
					DC: 0.5		DC: 0.7		DC: 0.9
				B2	IPE360	B2	IPE450	B2	IPE550
					DC: 0.8		DC: 0.7		DC: 0.7
				S	166	S	245	S	311
	5.0+1.25			B1	IPE550 -S355	B1	IPE600 -S355	B1	IPE750 x 173
					DC: 0.5		DC: 0.7		DC: 0.9
				B2	IPE400	B2	IPE500	B2	IPE600
					DC: 0.6		DC: 0.5		DC: 0.6
				S	210	S	297	S	393

Tabel 8.4 *90-minutilise tulepüsivusega vahelae parameetrid*

R 90 Paksus = 140 mm		Sille1 [m]							
Sille 2 [m]	**Koormus [kN/m²]**	**6**		**9**		**12**		**15**	
6	**2.5+1.25**	B1	IPE300	B1	IPE360	B1	IPE450		
			DC: 0.7		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE240	B2	IPE360	B2	IPE450		
			DC: 0.7		DC: 0.8		DC: 0.7		
		S	119	S	187	S	291		
	5.0+1.25	B1	IPE360	B1	IPE450	B1	IPE500		
			DC: 0.7		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE270	B2	IPE400	B2	IPE500		
			DC: 0.7		DC: 0.6		DC: 0.6		
		S	146	S	233	S	355		
7.5	**2.5+1.25**							B1	IPE600
									DC: 0.9
								B2	IPE550
									DC: 0.7
								S	393
	5.0+1.25							B1	IPE600 -S355
									DC: 0.9
								B2	IPE600
									DC: 0.6
								S	473
9	**2.5+1.25**			B1	IPE550	B1	IPE600	B1	IPE600 -S355
					DC: 0.5		DC: 0.6		DC: 0.7
				B2	IPE360	B2	IPE450	B2	IPE550
					DC: 0.8		DC: 0.7		DC: 0.7
				S	177	S	252	S	340
	5.0+1.25			B1	IPE550-S355	B1	IPE600 -S355	B1	IPE750 x 173
					DC: 0.5		DC: 0.6		DC: 0.7
				B2	IPE400	B2	IPE500	B2	IPE600
					DC: 0.6		DC: 0.6		DC: 0.6
				S	215	S	311	S	433

Tabel 8.5 *120-minutilise tulepüsivusega vahelae parameetrid*

R 120 Paksus = 140 mm		Sille1 [m]							
Sille 2 [m]	**Koormus [kN/m²]**	**6**		**9**		**12**		**15**	
6	**2.5+1.25**	B1	IPE300	B1	IPE360	B1	IPE450		
			DC: 0.6		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE240	B2	IPE360	B2	IPE450		
			DC: 0.7		DC: 0.8		DC: 0.7		
		S	132	S	204	S	318		
	5.0+1.25	B1	IPE360	B1	IPE450	B1	IPE500		
			DC: 0.6		DC: 1.0		DC: 1.0		
		B2	IPE270	B2	IPE400	B2	IPE500		
			DC: 0.7		DC: 0.6		DC: 0.6		
		S	161	S	252	S	393		
7.5	**2.5+1.25**							B1	IPE600
									DC: 0.8
								B2	IPE550
									DC: 0.7
								S	417
	5.0+1.25							B1	IPE600 -S355
									DC: 0.8
								B2	IPE600
									DC: 0.6
								S	503
9	**2.5+1.25**			B1	IPE550	B1	IPE550-S355	B1	IPE600 -S355
					DC: 0.4		DC: 0.6		DC: 0.7
				B2	IPE360	B2	IPE450	B2	IPE550
					DC: 0.8		DC: 0.7		DC: 0.7
				S	193	S	277	S	377
	5.0+1.25			B1	IPE550 -S355	B1	IPE600-S355	B1	IPE750 x 173
					DC: 0.4		DC: 0.6		DC: 0.7
				B2	IPE400	B2	IPE500	B2	IPE600
					DC: 0.6		DC: 0.6		DC: 0.6
				S	252	S	340	S	457

8.4.2 Algandmed parameetriliseks analüüsiks

Parameetrilise analüüsi tulemusi kasutatakse järgmiste suuruste määramiseks, mis on olulised lihtsustatud arvutusmeetodi rakendamisel praktikas:

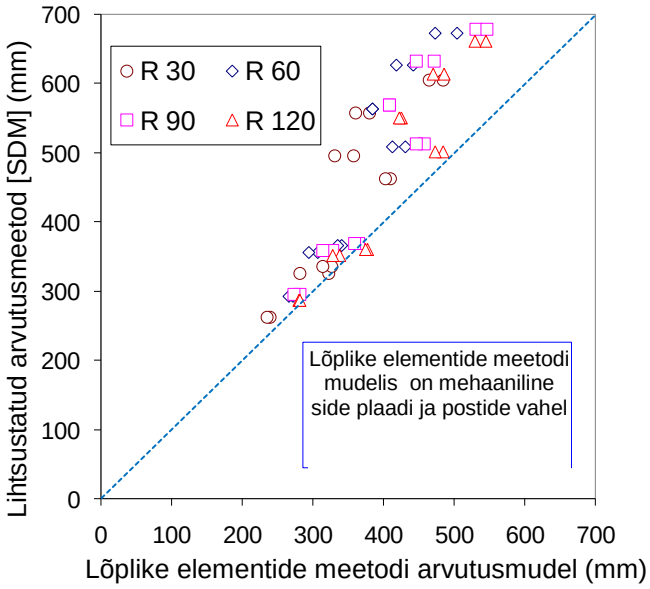
- vahelae maksimaalne läbipaine;
- armatuurvõrgu maksimaalne mehaaniline pikenemine.

8.4.2.1 Vahelae maksimaalne läbipaine

Nii nagu lihtsustatud arvutusmeetodi juures kirjeldati (peatükk 5) ja tulekatsetes näha oli (peatükk 7), tekib vahelaes enne purunemist suur läbipaine. Läbipainet on vaja plaadi kandevõimet tagava membraanjõudude süsteemi tekkimiseks. Samal ajal võib suur läbipaine olla ka ebasoodsa mõjuga, sest see tähendab suuri pragusid betoonis, armatuuri deformatsioone ja koormusjaotuse muutumist suurte kallete puhul. Päästeameti esindajad suhtuvad ettevaatusega meetoditesse, mis lubavad palju suuremaid läbipaindeid kui tavalistes tulekatsetes, kuigi see ei kehti siin kirjeldatud arvutusmeetodi kohta. Lihtsustatud arvutusmeetod eeldab, et ääretala vahelaeplaadi arvutustsooni servas on vertikaalselt toetatud ja läbi ei paindu.

Tegelikkuses ääretala paindub temperatuuri mõjul. Seetõttu pööratakse deformatsioonidele parameetrilises analüüsis erilist tähelepanu.

Lihtsustatud arvutusmeetodis on plaadi maksimaalse kandevõime määramisel eelduseks maksimaalne lubatav läbipaine (vt peatükk 6.2.1). Seetõttu on käesoleva analüüsi esimeseks ülesandeks hinnata, kas see maksimaalne lubatav läbipaine on kooskõlas täpsemate arvutusmeetoditega määratud läbipaindega. Analüüsi käigus on võrreldud numbriliselt määratud plaadi läbipainet lihtsustatud meetodis kasutatud läbipainde väärtustega. Võrdluse tulemused on toodud joonisel 8.38 (plaadi ja posti vahel on mehaaniline side) ja joonisel 8.39 (plaadi ja posti vahel mehaanilist sidet ei ole). Kuna lihtsustatud arvutusmeetodis eeldatakse, et ääretaladel vertikaalsiirded puuduvad, täpsema numbrilise analüüsiga võetakse aga vertikaalsiirded arvesse, siis on tehtud plaadi läbipainde võrdlus nende meetodite vahel, kusjuures täpsema meetodi puhul on plaadi läbipainde määramisel ääretalade siirdega arvestatud.



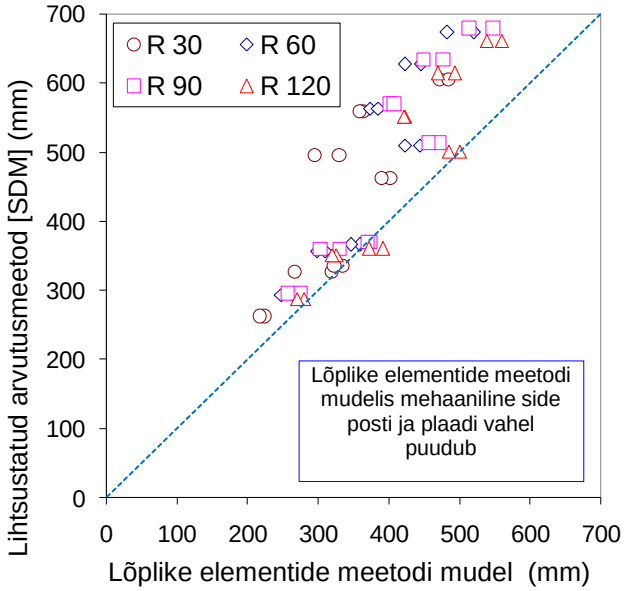
Joonis 8.38 *Täpsema arvutusmudeliga määratud läbipainde võrdlus lihtsustatud meetodist saadud maksimaalse lubatud läbipaindega. Plaadi ja posti vahel on mehaaniline side*

Võrdlus näitab, et lihtsustatud arvutusmeetodis kasutatud maksimaalne läbipaine on süstemaatiliselt suurem kui täpsema arvutusmudeliga saadud väärtus. Nende lahknevus suureneb vahelaeplaadi mõõtmete kasvades. Selle nähtuse füüsikaline tähendus on, et lihtsustatud meetod annab vahelaele väiksema kandevõime kui täpsem arvutusmudel sama läbipainde väärtuse juures. Sellest lähtudes annab lihtsustatud arvutusmeetod tagavaraga tulemuse.

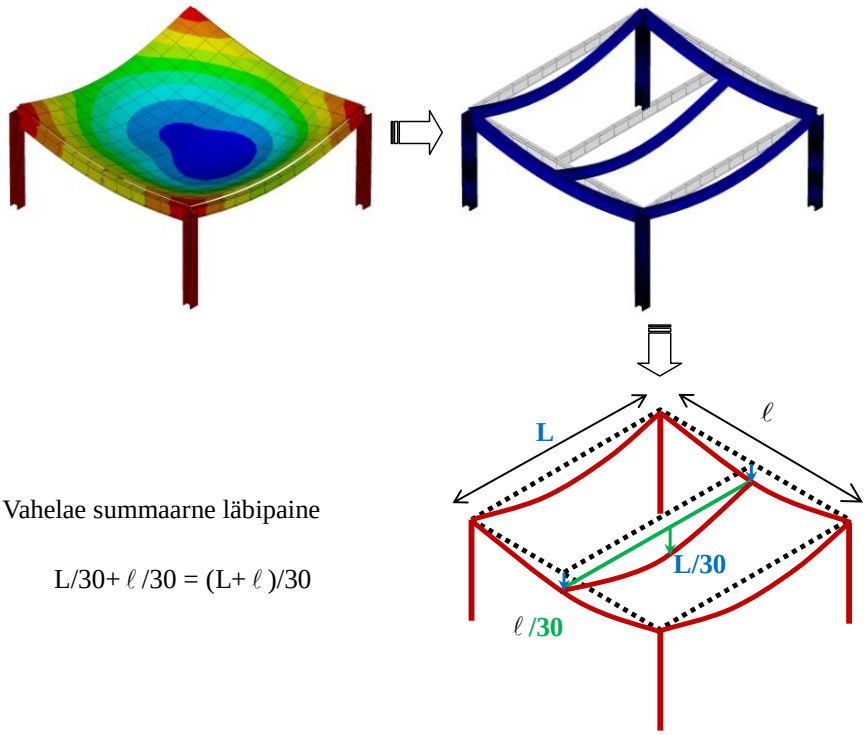
Mitmed rahvuslikud tuleohutuseeskirjad määratlevad eraldiseisva paindeelemendi (talad ja plaadid) piirolukorraks ISO standardi kohases tulekatses läbipainde väärtuse sille/30 [38]. Peataladest, abitaladest ja plaatidest koosnevate komposiitvahelagede puhul võiks eeldada, et läbipainde piirväärtus on kõigi nende elementide piirläbipainete summa, nagu näidatud joonisel 8.40, kuna need elemendid töötavad koos.

Seega, ükskõik, milline on talade asetus, läbipainde piirväärtus on (sille1 + sille2)/30, kus sille 1 on abitalade pikkus ja sille 2 on peatalade pikkus.

Huvitav oleks määrata sellele piirolukorrale vastav vahelae kandevõime tulekahju-olukorras. Võrdlus on toodud joonisel 8.41, mis näitab täpsema arvutusmudeliga määratud läbipainde järgi arvutatud tulepüsivuse ja lihtsustatud meetodiga määratud tulepüsivuse suhet. Kõikidel juhtudel on see üle 1,0, s.t et eespool toodud läbipainde rakendamisel piirolukorra kriteeriumina on tulepüsivus suurem kui lihtsustatud meetodiga määratud läbipaine. Seetõttu on lihtsustatud meetodi rakendamisel alati eespool toodud läbipaindekriteerium rahuldatud.



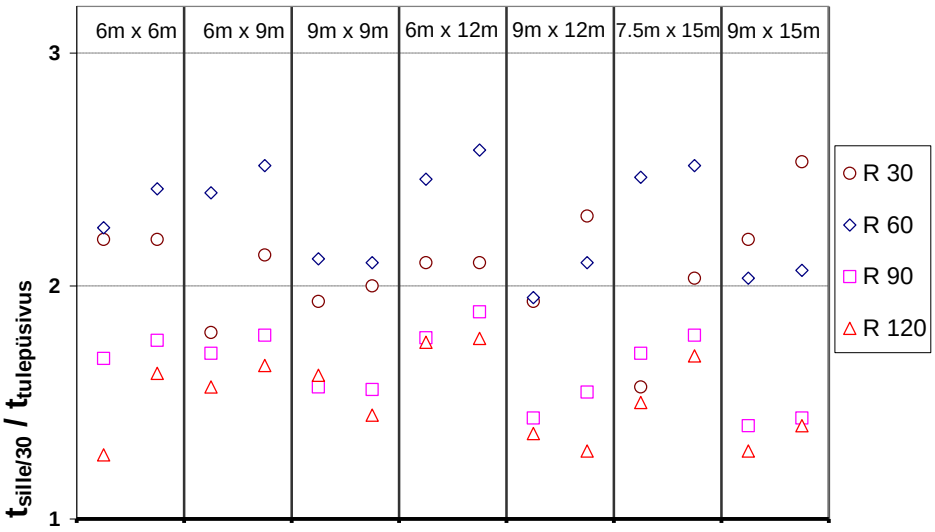
Joonis 8.39 *Täpsema arvutusmudeliga määratud läbipainde võrdlus lihtsustatud meetodist saadud maksimaalse lubatud läbipaindega. Plaadi ja posti vahel mehaanilist sidet ei ole*



Vahelae summaarne läbipaine

$L/30 + \ell/30 = (L + \ell)/30$

Joonis 8.40 *Vahelae koguläbipaine, lähtudes kriteeriumist sille/30*



Joonis 8.41 *Ajavahemike suhe, kui arvutuslik läbipaine jõuab väärtuseni sille/30, ja lihtsustatud meetodiga leitud tulepüsivusaeg*

Euroopa tulepüsivuskatsete standard [32] määratleb järgmised läbipainde väärtused paindeelementide kandepiirseisundi kriteeriumina. Kandevõime piiriks loetakse katses mõõdetud läbipainde väärtus või selle juurdekasvu kiirus, mis ületab järgmisi piirväärtusi:

Läbipainde piirväärtus $D = \dfrac{L^2}{400d}$ mm ja

läbipainde juurdekasvu piirväärtus $\dfrac{dD}{dt} = \dfrac{L^2}{9000d}$ mm/min

kus:

L on katsekeha puhas sille millimeetrites;

d on is the distance from the extreme fibre of the cold design compression zone to the extreme fibre of the cold design tension zone of the structural section, in millimetres.

Seejuures läbipainde juurdekasvu kriteeriumit ei rakendata enne, kui läbipaine ületab väärtuse sille/30. Seepärast saab käesoleval juhul määravaks läbipainde piirväärtus sille/30.

8.4.2.2 Armatuurvõrgu varraste pikenemine

Lisaks vahelae läbipaindele uuritakse parameetrilise analüüsi käigus ka armatuurvarraste pikenemist. Lihtsustatud arvutusmeetod põhineb plaadi plastsel arvutusskeemil, mis võimaldab plaadi arvutamisel membraanjõud arvesse võtta. Nagu peatükis 6 kirjeldati, võib plaadi kandevõime piiriks olla armatuurvõrgu purunemine plaadi lühema sildega paralleelses lõikes. Lisaks sellele võib armatuur puruneda ka plaadi nendel tugedel, kus plaat on jätkuv.

Parameetrilise analüüsi käigus uuriti lõplike elementide meetodiga armatuuri suhtelist pikenemist olukorras, kus vajalik tulepüsivusaeg oli saavutatud. Andmed

armatuuri pikenemise kohta võimaldavad hinnata lihtsustatud meetodiga määratud armatuuri purunemise tegelikku ohutusvaru.

Kuna armatuurvõrk ulatub üle kogu plaadi ja jätkuvana üle talade, sealhulgas üle tulekaitsega ääretalade, tekivad tulekaitsega talade kohal ja postide ümber samuti olulised armatuuri deformatsioonid.

Kui deformatsioonid on liiga suured, võib armatuur katkeda, tulemuseks on vahelae terviklikkuse ja isolatsioonivõime kahjustused enne vahelae kandevõime ammendumist. Vaja oleks kriteeriumit armatuuri deformatsioonivõime hindamiseks. Standardi EN 1992-1-2[35] kohaselt peab plastse arvutuse rakendamiseks minimaalne katkevenivus olema 5%. Sama väärtust on rakendatud armatuurvõrkudele ka selles analüüsis.

Parameetrilise analüüsi tulemused plaadi läbipainde kohta erinevate tulepüsivusaegade puhul ning armatuuri maksimaalne pikenemine kahes ristsihis (abi- ja peatalade sihis) on esitatud tabelites 8.6 kuni 8.9. Nendes tabelites tähistab SDM lihtsustatud arvutusmeetodit ja Silded tähendab (Sille 1 + Sille 2). Tabelites toodud andmetest ilmneb, et kõikidel juhtudel on lihtsustatud arvutusmeetodis plaadi kandevõime kriteeriumiks olev maksimaalse läbipainde väärtus suurem kui lõplike elementide meetodiga arvutatud läbipaine. Samuti on lõplike elementide meetodiga määratud maksimaalne armatuuri pikenemine kõikide vaadeldud tulepüsivusaegade korral madalam kui 5%, mis samuti kinnitab antud tingimustel lihtsustatud meetodi kasutatavust.

Tabel 8.6 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R30 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille 2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	248	239	262	400	500	2.8%	3.0%
5.0+1.25	6	6	240	235	262	400	462	2.9%	2.7%
2.5+1.25	9	6	359	322	326	500	609	2.8%	2.4%
5.0+1.25	9	6	312	282	326	500	563	3.0%	2.3%
2.5+1.26	9	9	359	331	495	600	844	3.4%	2.6%
5.0+1.25	9	9	389	358	495	600	779	3.0%	2.4%
2.5+1.25	12	6	379	326	335	600	789	3.1%	2.3%
5.0+1.25	12	6	361	314	335	600	726	3.0%	2.5%
2.5+1.25	12	9	443	381	558	700	987	3.2%	2.3%
5.0+1.25	12	9	416	361	558	700	907	3.0%	2.6%
2.5+1.25	15	7.5	480	410	462	750	1049	3.1%	3.8%
5.0+1.25	15	7.5	461	403	462	750	977	3.0%	4.0%
2.5+1.25	15	9	539	465	605	800	1234	3.2%	3.1%
5.0+1.25	15	9	578	485	605	800	1063	3.5%	4.4%

Tabel 8.7 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R60 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	288	271	293	400	486	3.6%	3.1%
5.0+1.25	6	6	280	266	293	400	450	3.7%	2.9%
2.5+1.25	9	6	348	307	356	500	597	3.5%	2.8%
5.0+1.25	9	6	334	294	356	500	552	3.4%	2.6%
2.5+1.26	9	9	434	385	563	600	827	3.9%	2.9%
5.0+1.25	9	9	429	384	563	600	764	3.6%	2.8%
2.5+1.25	12	6	409	341	366	600	776	3.3%	2.4%
5.0+1.25	12	6	397	335	366	600	714	3.1%	2.5%
2.5+1.25	12	9	527	442	627	700	970	3.7%	2.7%
5.0+1.25	12	9	499	419	627	700	893	3.4%	2.7%
2.5+1.25	15	7.5	524	431	509	750	1034	3.1%	3.7%
5.0+1.25	15	7.5	492	413	509	750	963	2.8%	3.4%
2.5+1.25	15	9	607	505	673	800	1125	3.6%	3.4%
5.0+1.25	15	9	571	474	673	800	1048	3.3%	3.1%

Tabel 8.8 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R90 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	306	282	295	400	474	2.7%	2.6%
5.0+1.25	6	6	294	274	295	400	439	2.8%	2.3%
2.5+1.25	9	6	379	328	359	500	585	2.7%	2.5%
5.0+1.25	9	6	364	314	359	500	542	2.7%	2.2%
2.5+1.26	9	9	471	408	569	600	810	3.3%	2.2%
5.0+1.25	9	9	468	409	569	600	750	3.1%	2.2%
2.5+1.25	12	6	448	365	369	600	763	2.5%	2.6%
5.0+1.25	12	6	436	360	369	600	703	2.2%	2.4%
2.5+1.25	12	9	579	472	633	700	953	3.0%	2.4%
5.0+1.25	12	9	548	447	633	700	879	2.7%	2.3%
2.5+1.25	15	7.5	579	458	513	750	1019	2.6%	3.1%
5.0+1.25	15	7.5	550	446	513	750	950	1.9%	2.9%
2.5+1.25	15	9	670	532	679	800	1109	2.6%	3.1%
5.0+1.25	15	9	668	547	679	800	1034	2.3%	2.5%

Tabel 8.9 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R120 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	360	281	287	400	462	3.1%	2.6%
5.0+1.25	6	6	305	281	287	400	429	3.2%	2.7%
2.5+1.25	9	6	398	339	351	500	574	3.0%	2.7%
5.0+1.25	9	6	386	328	351	500	532	3.0%	2.6%
2.5+1.26	9	9	500	426	551	600	794	3.9%	2.7%
5.0+1.25	9	9	492	422	551	600	736	3.6%	2.6%
2.5+1.25	12	6	476	377	360	600	750	2.8%	3.1%
5.0+1.25	12	6	464	374	360	600	692	2.4%	3.0%
2.5+1.25	12	9	616	487	614	700	938	3.6%	2.8%
5.0+1.25	12	9	626	470	614	700	865	3.4%	2.8%
2.5+1.25	15	7.5	625	485	501	750	1004	2.6%	3.6%
5.0+1.25	15	7.5	592	473	501	750	938	2.2%	3.4%
2.5+1.25	15	9	705	545	661	800	1093	3.2%	3.3%
5.0+1.25	15	9	676	530	661	800	1020	2.7%	3.2%

Nendes tabelites toodud parameetrilise analüüsi tulemused on saadud lõplike elementide meetodil põhineva ANSYS tarkvara mudeliga eeldusel, et komposiit-plaat on kõikide teraspostidega lisaarmatuuri abil seotud. Muidugi võib see lisaarmatuur teatud määral läbipainet vähendada. Oluline oleks hinnata selle konstruktsioonidetaili mõju vahelae üldisele käitumisele. Selleks tehti teine seeria arvutusi postide juures oleva lisaarmatuurita. Need tulemused on esitatud tabelites 8.10 kuni 8.13. Maksimaalsed läbipainded on nüüd suuremad kui eelnevas mudelis. Siiski jäävad läbipainded alati madalamaks kui tavapäraste lihtsustatud meetoditega määratud läbipainded. Lisaks sellele on armatuuri maksimaalne pikenemine kõikide tulepüsivusaegade puhul madalam kui 5%.

Tabel 8.10 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R30 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel puudub)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	305	224	262	400	500	2.8%	2.4%
5.0+1.25	6	6	285	218	262	400	462	3.0%	2.2%
2.5+1.25	9	6	363	274	326	500	609	2.9%	2.2%
5.0+1.25	9	6	330	267	326	500	563	3.0%	2.1%
2.5+1.26	9	9	406	295	495	600	844	3.2%	2.2%
5.0+1.25	9	9	394	330	495	600	779	3.1%	2.4%
2.5+1.25	12	6	415	335	335	600	789	3.4%	2.1%
5.0+1.25	12	6	392	323	335	600	726	3.0%	2.2%
2.5+1.25	12	9	464	364	558	700	987	3.3%	2.2%
5.0+1.25	12	9	442	359	558	700	907	3.0%	2.5%
2.5+1.25	15	7.5	490	402	462	750	1049	3.2%	3.0%
5.0+1.25	15	7.5	463	390	462	750	977	2.8%	3.1%
2.5+1.25	15	9	569	472	605	800	1234	3.0%	3.6%
5.0+1.25	15	9	578	485	605	800	1063	3.1%	4.0%

Tabel 8.11 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R60 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel puudub)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	348	264	293	400	486	3.7%	2.6%
5.0+1.25	6	6	325	248	293	400	450	3.7%	2.6%
2.5+1.25	9	6	400	310	356	500	597	3.5%	2.5%
5.0+1.25	9	6	380	298	356	500	552	3.6%	2.5%
2.5+1.26	9	9	493	373	563	600	827	3.5%	2.5%
5.0+1.25	9	9	481	385	563	600	764	3.2%	2.5%
2.5+1.25	12	6	463	359	366	600	776	4.0%	2.6%
5.0+1.25	12	6	435	346	366	600	714	3.8%	2.8%
2.5+1.25	12	9	587	445	627	700	970	3.8%	2.6%
5.0+1.25	12	9	548	423	627	700	893	3.5%	2.8%
2.5+1.25	15	7.5	565	444	509	750	1034	3.6%	3.2%
5.0+1.25	15	7.5	520	423	509	750	963	3.3%	3.0%
2.5+1.25	15	9	660	520	673	800	1125	3.1%	3.6%
5.0+1.25	15	9	607	483	673	800	1048	2.8%	3.4%

Tabel 8.12 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R90 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel puudub)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	363	275	295	400	474	4.1%	3.0%
5.0+1.25	6	6	338	257	295	400	439	4.3%	3.1%
2.5+1.25	9	6	433	331	359	500	585	2.6%	2.3%
5.0+1.25	9	6	403	303	359	500	542	3.8%	3.0%
2.5+1.26	9	9	531	402	569	600	810	3.3%	2.0%
5.0+1.25	9	9	521	408	569	600	750	2.2%	2.2%
2.5+1.25	12	6	497	375	369	600	763	2.5%	2.4%
5.0+1.25	12	6	475	370	369	600	703	3.2%	2.2%
2.5+1.25	12	9	644	477	633	700	953	3.0%	2.4%
5.0+1.25	12	9	599	450	633	700	879	2.8%	2.2%
2.5+1.25	15	7.5	624	472	513	750	1019	2.2%	3.0%
5.0+1.25	15	7.5	582	457	513	750	950	1.9%	2.8%
2.5+1.25	15	9	726	548	679	800	1109	2.6%	2.8%
5.0+1.25	15	9	670	514	679	800	1034	2.3%	2.5%

Tabel 8.13 *Vahelae läbipaine ja armatuurvarraste pikenemine, tulepüsivusaeg R120 (mehaaniline side plaadi ja posti vahel puudub)*

Koormus [kN/m²]	Sille1 L [m]	Sille2 ℓ [m]	ANSYS [mm]		SDM [mm]	$\frac{L+\ell}{30}$ [mm]	$\frac{L^2}{400\,d}$ [mm]	Pikenemine Sille1 [%]	Pikenemine Sille2 [%]
			Kogu	Plaat					
2.5+1.25	6	6	393	280	287	400	462	4.9%	3.8%
5.0+1.25	6	6	353	270	287	400	429	5.2%	3.7%
2.5+1.25	9	6	466	326	351	500	574	4.6%	4.1%
5.0+1.25	9	6	434	320	351	500	532	4.5%	3.9%
2.5+1.26	9	9	567	423	551	600	794	2.8%	2.9%
5.0+1.25	9	9	548	421	551	600	736	3.6%	4.5%
2.5+1.25	12	6	537	392	360	600	750	4.1%	2.6%
5.0+1.25	12	6	509	372	360	600	692	3.8%	2.6%
2.5+1.25	12	9	686	493	614	700	938	3.7%	2.8%
5.0+1.25	12	9	663	469	614	700	865	3.5%	2.7%
2.5+1.25	15	7.5	677	501	501	750	1004	3.2%	3.2%
5.0+1.25	15	7.5	625	485	501	750	938	2.8%	3.1%
2.5+1.25	15	9	767	560	661	800	1093	2.7%	3.5%
5.0+1.25	15	9	717	539	661	800	1020	2.8%	3.1%

8.5 Kokkuvõte

Parameetrilise analüüsi eesmärk oli põhjalikult uurida lihtsustatud arvutusmeetodit lõplike elementide meetodil põhineva arvutusmudeliga, mida on kontrollitud võrdluses ISO-kohaste tulekatetega. Uuringu tulemustest võib järeldada:

- vahelae kandevõimet hindab lihtsustatud meetod, võrreldes täpsema lõplike elementide meetodiga, konservatiivselt;
- võrreldes tavapärase läbipainde kriteeriumist lähtuva kandevõime hinnanguga, mis põhineb eraldi töötaval paindeelemendil, hindab lihtsustatud meetod komposiitvahelae süsteemi kandevõimet tulekahjuolukorras tagavara kasuks;
- armatuurvõrgu varraste pikenemine jääb üldiselt alla 5%, mis on standardi EN 1992-1-2 kohaselt minimaalne pikenemise nõue kõikidele armatuuritüüpidele;
- mehaanilised sidemed plaadi ja posti vahel ei ole tingimata vajalikud. Siiski võivad need sidemed tulekahjuolukorras mõningal määral läbipainet vähendada.

Parameetrilise analüüsi tulemustest näeme, et lihtsustatud arvutumeetodi abil saab komposiitvahelae toimimist ISO-kohases tulekahjuolukorras usaldusväärselt hinnata ja seega saab lihtsustatud meetodit konstruktsioonide projekteerimisel tulekahjuolukorras kasutada.

9 KIRJANDUS

1. ‘Fire Safe Design: A new approach to multi-storey steel framed buildings’ P288, The Steel Construction Institute, 2006.
2. ‘The behaviour of Multi-storey steel framed buildings in fire’, A European joint research programme, British Steel Swinden Technology Centre, 1999
3. Lennon, T., ‘Cardington fire tests: instrumentation locations for large compartment fire test.’, Building Research Establishment Report N100/98, June 1996.
4. Lennon, T., ‘Cardington fire tests: instrumentation locations for corner fire test.’, Building Research Establishment Report N152/95, June 1996
5. Wainman, W. and Kirby, B., Compendium of UK standard fire test data, No.1 - Unprotected structural steel, British Steel, Swinden Technology Centre, 1987
6. Investigation of Broadgate Phase 8 Fire, SCI, Ascot, 1991.
7. Thomas, I. R., Bennetts, I. D., Dayawansa, P., Proe, D. J. and Lewins, R. R., ‘Fire Tests of the 140 William Street Office Building.’, BHPR/ENG/R/92/043/SG2C, BHP Research, Melbourne Australia, 1992
8. Proe, D. J. and Bennetts, I. D., ‘Real Fire Tests in 380 Collins Street Office Enclosure.’, BHPR/PPA/R/94/051/SG021A, BHP Research Melbourne Australia, 1994.
9. Brand Verhalten Von Stahl und Stahlverbund Konstructionen (Fire behaviour of steel and composite construction), Verlag TUV Rheinland, 1986.
10. Johansen, K.W., ‘The Ultimate strength of Reinforced Concrete Slabs.’, International Association for Bridge and Structural Engineering, Final Report, Third Confress, Liege, September 1948.
11. Ockleston AJ. Load tests on a 3-storey reinforced concrete building in Johannesburg. Struct Eng 1955;33(10):304-22
12. Bailey C.G. and Moore D.B., The structural behaviour of steel frames with composite floor slabs subjected to fire: Part 1: Theory
13. Bailey C.G. and Moore D.B., The structural behaviour of steel frames with composite floor slabs subjected to fire: Part 2: Design
14. Park, R, Ultimate strength of rectangular concrete slabs under short term uniform loading with edges restrained against lateral movement. Proceedings, Institution of Civil Engineers, 28, pp125-150.
15. Wood R. H. Plastic and elastic design of slabs and plates, with particular reference to reinforced concrete floor slabs Thames and Husdon, London. 1961.
16. Taylor R. A note on a possible basis for a new method of ultimate load design of reinforced concrete slabs. Magazine of concrete research VOL 17 NO. 53 Dec 1965 pp. 183-186
17. Kemp. K.O. Yield of a square reinforced concrete slab on simple supports allowing for membrane forces. The structural Engineer Vol 45, No.7 July 1967 pp. 235-240.
18. Sawczuk A. and Winniki L. Plastic behaviour of simply supported reinforced concrete plated are moderately large deflections. Int J. Solids Structures Vol 1 1965 pp. 97 to 111.
19. Hayes B. Allowing for membrane action in the plastic analysis of rectangular reinforced concrete slabs Magazine of concrete research Vol. 20 No. 81 Dec 1968. pp 205-212.

20. Bailey C. G., White D.S. and Moore D.B. The tensile membrane action of unrestrained composite slab under fire conditions, Engineering Structures, vol. 22, no12, pp. 1583-1595

21. Bailey C. G. & Toh, W.S. 'Behaviour of concrete floor slabs at ambient and elevated temperature', Fire Safety Journal, 42, oo425-436, 2007.

22. Hayes B. and Taylor R. Load-Testing RC slabs. The Consulting Engineer. Nov. 1969. pp 46-47

23. Taylor R., Maher D.R.H. and Hayes B. Effect of arrangement of reinforcement on the behaviour of the reinforce concrete slabs. Magazine of concrete research Vol 18 No. 55. June 1966. pp 85-94

24. Moy S.S.J. Load-deflection characteristics of rectangular reinforced concrete slabs. Magazine of concrete research Vol 24 No. 81 Dec. 1972. pp 209-218.

25. Bailey, C.G., Efficient arrangement of Reinforcement for membrane behaviour of composite slabs in fire conditions, Journal of Constructional Steel Research, 59, 2003, pp931-949.

26. Bailey C.G., Membrane action of lightly reinforced concrete slabs at large displacements, Engineering Structures, 23, 2001, pp470-483.

27. Bailey, Colin G. and Toh, Wee Siang. Experimental behaviour of concrete floor slabs at ambient and elevated temperatures. SIF06

28. O'Conner MA, Kirby BR, Martin DM. Behaviour of a multi-storey composite steel framed building in fire. Struct Eng 2003;81(2):27–36.

29. Bailey CG, Lennon T, Moore DB. The behaviour of full-scale steel framed buildings subjected to compartment fires. Struct Eng 1999; 77(8):15–21.

30. Bailey CG, Membrane action of slab/beam composite floor systems in fire. Engineering Structures 26 2004:1691-1703.

31. Wang YC. Tensile membrane action in slabs and its application to the Cardington fire tests. Fire, static and dynamic tests of building structures. Proceeding of the second Cardington conference, England, 12-14 March1996: 55–67

32. EN 1992-1-2, Eurocode 2, Design of concrete structures. Part 1.2: General rules. Structural fire design, CEN

33. EN 1994-1-2, Eurocode 2, Design of composite steel and concrete structures. Part 1.2: General rules. Structural fire design, CEN

34. EN 1994-1-1, Eurocode 4 Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN

35. EN 1993-1-8, Eurocode 3 Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints, CEN

36. EN 1992-1-1, Eurocode 2 Design of Concrete Structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN

37. EN 1991-1-2 - Eurocode 1 " Actions on structures. General actions. " – Part 1-2: Actions on structures exposed to fire, CEN.

38. ARRETE DU 21 AVRIL 1983, Ministère de l'Intérieur Français Détermination des degrés de résistance au feu des éléments de construction.

39. EN 1363-1 - Fire resistance tests – Part 1: General requirements, CEN.(35)