

Hilkka Ronni

**KAKSIAKSAALISESTI TAIVUTETUN  
RAKENNEPUTKEN PÄÄTYLEVYLLISEN  
JATKOSLIITOKSEN KOMPONENTTI-  
MENETELMÄN MUKAINEN  
LASKENTAMALLI**

Rakennetun ympäristön tiedekunta  
Lisensiaattityö  
Tarkastaja: TkT Jyrki Kesti  
Tarkastaja: TkT Jussi Jalanan  
Helmikuu 2022



# ALKUSANAT

Tämä lisensiaattitutkimus toteutettiin Tampereen yliopiston Metallirakentamisen tutkimuskeskuksessa sekä tutkimuksen loppuvaiheessa Rakennetun ympäristön tiedekunnan Metall- ja kevytrakenteet tutkimusryhmässä. Metallirakentamisen tutkimuskeskuksen toiminnan Seinäjoen yksikössä vuosina 2009–2013 rahoittivat Etelä-Pohjanmaan Liitto (EAKR), Seinäjoen seudun kunnat ja yritykset sekä Euroopan aluekehitysrahasto. Lisäksi Teknologiateollisuuden 100-vuotissäätiön Metallinjalostajien rahaston apuraha (2013) mahdollisti neljän kuukauden tutkijavierailun Sheffieldiin, Iso-Britanniaan. Sheffield on vanha terästeollisuuskaupunki Etelä Yorkshiressa. Sheffieldin yliopistossa on maailman johtava teräs- ja liittorakenteiden palotutkimusta tekevä tutkimuskeskus, jonka johtajana toimii prof. Ian Burgess. Tämän projektin rahoitus kesti vielä osa-aikaisena vuoden 2014 puoliväliin, jonka jälkeen olen työskennellyt itsenäisesti.

Ulokkeellisen jatkosliitoksen käyttäytymisen tutkimiseksi korkeissa lämpötiloissa järjestettiin kaksi palokoetta. Nämä teknisesti vaativat kokeet tehtiin Tampereen teknillisen yliopiston palolaboratoriossa vuoden 2010 loppupuolella. Kiitän TTY:n rakennuslaboratorion henkilökuntaa asiantuntevasti suoritetuista kuormituskokeista.

Tässä tutkimuksessa käytetyn ABAQUS/Standard -ohjelman toimitti CSC (Tieteen tietotekniikan keskus Oy). Olen kiitollinen erityisesti CSC:n Reijo Lindgrenille, joka opasti alkuvaiheessa 3D-elementtimallien rakentamisessa.

Kiitän alkuperäistä ohjaajaani emeritusprofessori Markku Heinisuota työni mielenkiintoisesta aiheesta ja työni loppuvaiheen vastuuohjaajaa professori Mikko Malaskaa tuesta ja rakentavista ehdotuksista. Kiitän diplomi-insinööri Timo Jokista tutkimuksen aikana saaduista Abaqus-ohjelman käyttöön liittyvistä ja diplomi-insinööri Nina Tolosta AutoCAD-kuvien käsittelyyn liittyvistä asiantuntevista neuvoista. Erityinen kiitos kuuluu työtoverilleni tekniikan tohtori Henri Perttolalle korvaamattomasta tuesta ja arvokkaista neuvoista. Samoin kiitokset kuuluvat myös kaikille muille, jotka myötävaikuttivat tutkimukseni tekemiseen.

Tampereella helmikuu 2022

Hilkka Ronni



# TIIVISTELMÄ

Hilkka Ronni: Kaksiaksisiaalisesti taivutetun rakenneputken päätylevyllisen jatkosliitoksen komponenttimenetelmän mukainen laskentamalli

Lisensiaattityö

Tampereen yliopisto

Rakennetun ympäristön tiedekunta

Helmikuu 2022

---

Tämän tutkimuksen tarkoituksena oli selvittää teräsliitosten suunnittelustandardissa EN 1993-1-8 (2005, luku 6) esitetyn yleisen komponenttimenetelmän soveltuvuus kaksiaksisiaalisesti taivutetun rakenneputken päätylevyllisen jatkosliitoksen taivutuskestävyyden ja kiertymisjäykkyyden määrittämiseen palotilanteessa. Nykyinen suunnittelustandardi tarkastelee kuormitustapauksia ainoastaan tasossa, kun liitokseen kohdistuu vahvan suunnan taivutus ja/tai aksiaalinen kuormitus. Kyseinen standardi ei kata suorakaiteenmuotoisen rakenneputken jatkosliitoksen tarkastelua niissä tapauksissa, joissa ruuvit sijaitsevat päätylevyn kulmissa ja taivutusrasitus tapahtuu samanaikaisesti sekä liitoksen vahvassa että heikossa suunnassa. Tällaisessa tilanteessa standardissa esitetyjä päätylevyn tehollisen pituuden laskentakaavoja tulee täydentää kolmella päätylevyn kulmiin liittyvällä myötöviivateorian mukaisella mekanismilla ja niitä vastaavilla laskentakaavoilla. Käytettäessä kulmaruuveja tulee myös ns. vipuvoimien vaikutukset ruuvivoimiin ottaa huomioon, koska vipuvoimat lisäävät kuormituksesta aiheutuvia alkuperäisiä ruuvivoimia.

Tässä työssä kaksiaksisiaalisessa taivutuksessa olevan koekappaleen käyttäytymistä korkeissa lämpötiloissa tutkittiin sekä numeerisesti että kokeellisesti. Tutkimuksen yhteydessä toteutettiin kaksi palokoetta (Ronni & Heinisuo, 2012), joissa koekappaleet erosivat toisistaan ainoastaan päätylevyjen paksuuden osalta. Tutkittavien liitoskoekappaleiden mitat valittiin siten, että ne vastasivat koekappaleita, joilla tutkittiin tämän tutkimuksen kanssa samanaikaisesti päätylevylliitoksen vinoa taivutusta huoneenlämpötilassa (Perttola & Heinisuo 2011). Palokokeet toteutettiin transient -tyyppisinä. Transienttikokeessa koekappaletta kuormitetaan vakiokuormalla samalla, kun palotilan lämpötila kehittyy standardipalokäyrän ISO 834 (1999) mukaisesti. Teräs menettää lujuuttaan ja jäykkyyttään korkeissa lämpötiloissa, mikä johtaa kappaleiden deformatumiseen ja lopulta murtoon. Tällä koejärjestelyllä saatiin määritettyä lämpötila, jossa koekappale murtuu, kokeen alusta murtoon kulunut aika sekä liitoksen murtumismuoto.

Koetulosten perusteella voitiin myös arvioida liitoksen ja sen komponenttien siirtymiä ja muodonmuutoksia.

Kaksiaksisiaalisesti taivutettua suorakaideputken jatkosliitosta tarkasteltiin kolmiulotteisena ongelmana, jonka numeeriseen ratkaisemiseen sovellettiin kolmiulotteista analyysiä ja ABAQUS/Standard CAE (versio 6.13–3) ohjelmaa. Jatkosliitosten numeerisessa mallissa käytettiin standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaisen komponenttimenetelmän eri liitoskomponenteille määrittelemiä kimmoplastisia materiaalimalleja. Simulaatiomallin elementtiverkko toteutettiin taivutustapauksiin soveltuvilla ensimmäisen kertaluvun lineaarisilla särmiöelementeillä. Keskimääräinen elementin koko oli noin 5 mm. Elementtiverkkoa tihennettiin liitosalueella, lähellä kontaktialuetta. Pintojen välillä käytettiin erityyppisiä kontakteja. Simulaatiomalli verifioitiin vertaamalla numeerisen analyysin avulla saatuja tuloksia palokokeiden tuloksiin. Tulokset osoittivat, että simulaatioiden avulla määritetyt taivutuskestävyydet vastaavat hyvin kokeellisia tuloksia jäykän päätylevyliitoksen tapauksessa, mutta taipuisan liitoksen kohdalla kestävyudet ovat liitoksen todellista kestävyyttä korkeampia. Yhdessä kokeellisten tulosten kanssa simulaatiomallin tulokset soveltuivat analyyttisen mallin kehittämiseen ja verifointiin.

Tässä tutkimuksessa standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitettyä liitoksen peruskomponenttien ominaisuuksiin perustuvaa suunnittelumenetelmää laajennettiin siten, että menetelmän avulla voidaan määrittää myös kaksiaksisiaalisesti kuormitetun jatkosliitoksen taivutuskestävyys ja kiertymisjäykkyys palotilanteessa. Lämpötilan vaikutus otettiin huomioon käyttäen standardin (EN 1993-1-2, 2005) mukaisia hiiliteräksen lämpötilasta riippuvia jännitys-venymäyhteyden pienennystekijöitä sekä ruuvin lämpötilasta riippuvia lujuuden pienennystekijöitä. Menetelmään lisättiin myös tilanne, jossa liitoksen ruuvit sijaitsevat putkipoikkileikkauksen profiililinjan ulkopuolella.

Kehitetyn menetelmän toimivuutta arvioitiin vertaamalla laskennan tuloksia kokeellisella tutkimuksella sekä numeerisella mallilla tuotettuihin tuloksiin. Perustuen huoneenlämpötilassa ja polttokokeiden tulosten perusteella arvioiduissa kriittisissä lämpötiloissa määritettyihin taivutuskestävyyden arvoihin, komponenttimenetelmän mukainen kestävyys ei ylitä kokeellisesti määritettyjä arvoja. Jäykän levyn tapauksessa sekä komponenttimalli että 3D-simulaatioiden tulokset kuvaavat hyvin liitoksen todellista kestävyyttä ja kokeellinen tulos oli noin 3 % suurempi kuin numeerisesti määritetty. Tutkimuksen tulosten perusteella standardin EN 1993-1-8 (2005) periaatteiden mukainen komponenttimenetelmä soveltuu tutkitun rakenneputkien jatkosliitoksen kestävyuden määrittämiseen ja menetelmä tuottaa liitoksen todellista

kestävyyttä alhaisempia tuloksia. Kehitetyn menetelmän soveltuvuutta liitoksen alkujäykkyyden määrittämiseen arvioitiin vertaamalla tuloksia 3D-simulaatioiden tuloksiin. Tulosten perusteella komponenttimenetelmällä lasketut jäykkyydet olivat merkittävästi suurempia kuin 3D-analyysillä määritetyt jäykkyydet. Tämän tutkimuksen tarkastelujen perusteella ei voida vielä osoittaa, että standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmään perustuvat alkujäykkyyden laskentakaavat kulmaruuveja sisältävän jatkosliitoksen tapauksessa johtaisivat palomitoituksen kannalta turvalliseen ratkaisuun ja mitoitusmenetelmän kehittäminen edellyttää tältä osin vielä jatkotutkimusta.

Tämän julkaisun alkuperäisyys on tarkastettu Turnitin OriginalityCheck –ohjelmalla.

# ABSTRACT

Hilkka Ronni: Component method for extended end plate splice of rectangular steel tube in biaxial bending

Licentiate Thesis

Tampere University

Doctoral Programme in the Built Environment

February 2022

---

The aim of this study was to investigate if the component method of standard EN 1993-1-8 (2005, Chapter 6) for steel joints is applicable for determining the bending moment resistance and rotational stiffness of extended end plate splice connections of steel hollow sections in bi-axial bending. The current design standard considers the joint design and load cases in 2D-plane conditions and under the strong axis bending moment and/or axial tension load only. The current standard also does not include instructions for end plate connections, where the bolts are located at the corners of the end plate and outside the cross-section of the hollow steel member. In order to cover the failure mechanisms of the extended end plates, the design method of EN 1993-1-8 (2005) must be supplemented with three yield line mechanisms and the corresponding calculation formulas. The design must also consider the prying forces as they increase the initial bolt forces in such a situation.

In this research, the performance of connections in biaxial bending and at high temperatures was studied both numerically and experimentally. Two fire tests were conducted (Ronni & Heinisuo, 2012), in which the specimens differed in the thicknesses of the end plates only. The specimens were selected to correspond to two three-point bending tests performed at the same time under biaxial bending at room temperature. The fire tests were carried out in transient state conditions, where the specimen was under constant loading and the temperature in the furnace followed the standard ISO-834 fire conditions until failure occurred. The strength and stiffness properties of steel deteriorate at elevated temperatures. This test arrangement determined the temperature at which the failure occurred, the time from the commencement of the test to failure and the failure mode of the specimens were obtained. Also, the displacements and deformations of the connection and its components were analysed.

The splice of rectangular hollow section under biaxial bending was studied as a three-dimensional problem, which was solved numerically using ABAQUS/Standard CAE (version 6.13-3) software. In the three-dimensional non-



linear finite element model (FEM) developed, the elastic-plastic material models defined for different connection components by the component method of EN 1993-1-8 (2005) were applied. The element mesh was created with first-order linear hexahedron elements. The average mesh element size was about 5 millimetres. A denser mesh was used in the contact area. Different types of contact were used between surfaces. The numerical model was validated and verified by comparing the numerical analysis results to the experimental data obtained from the fire test. The results showed that the bending moment resistance determined by the simulations corresponded very well to the experimental results in the case of a connection with rigid end plate, but for a flexible joint the resistance values are higher than the actual strength of the connection. Complemented by experimental results, the simulation model was considered a suitable for the development and verification of the analytical model.

In this research, the design method based on the properties of the basic components of the joint presented in EN 1993-1-8 (2005) was extended so that the method can also be used to determine the bending moment resistance and rotational stiffness of a bi-axially loaded splice at elevated temperatures. The effects of temperature on the stress-strain relationship of carbon steel and the strength of bolts were considered using the reduction factors for strength and deformation properties as described in standard EN 1993-1-2 (2005). The application of an extended end plate solution was also included in the method.

The method developed was verified by comparing the calculated results with the experimental and numerical simulation results. Based on the experimental bending moment resistance values determined at room temperature and at the connection critical temperature in fire tests, the resistance values determined using the component method do not exceed the experimentally determined values. In the case of a rigid end plate, both the component method and the 3D-simulations well described the actual resistance of the connection, and the experimental result was about 3 % higher than the numerically determined one. The results show that the method following the principles of EN 1993-1-8 (2005) can be used for determining the bending moment resistance of the extended end plate splice connections of steel hollow sections in bi-axial bending. The suitability of the developed method for determining the rotational stiffness of the splice connection was assessed by comparing the results with the results of 3D-simulations. Based on the results, the stiffness values calculated by the component method were significantly higher than the values determined by 3D-simulations. The results show that the method does

not lead to stiffness values that ensure a fire-safe design and further research and development is required.

The originality of this thesis has been checked using the Turnitin OriginalityCheck service

# SISÄLLYS

1	JOHDANTO.....	17
1.1	Tausta.....	17
1.2	Standardin EN 1993-1-8 mukainen komponenttimalli.....	19
1.2.1	Komponenttimenetelmä huoneenlämpötilassa.....	19
1.2.2	Palkki-pilariliitoksen komponenttimenetelmän mukaiset osat.....	21
1.2.3	H- tai I- profiilien väliset rakenteelliset liitokset.....	21
1.2.4	Komponenttimenetelmä palotilanteessa.....	27
1.3	Tutkimuksen tavoite.....	28
1.4	Tutkimusmenetelmät.....	29
1.5	Rajaukset.....	30
2	JATKOSLIITOS JA SEN KOMPONENTTIMALLI HUONEENLÄMPÖTILASSA.....	32
2.1	Taivutuskestävyyden mitoitusarvo.....	32
2.2	Jatkosliitoksen laipan kestävyys.....	36
2.2.1	Laipan ekvivalentin T-osan murtumismalli ja kestävyys.....	36
2.2.2	Päätylevyn teholliset leveydet.....	38
2.2.3	Päätylevyn myötääminen käyttäen nurkkamekanismeja.....	39
2.3	Kiertymisjäykkyys.....	42
3	KOKEELLINEN TUTKIMUS.....	44
3.1	Koeohjelma.....	44
3.2	Koekappaleet ja niiden materiaaliominaisuudet.....	44
3.3	Koe- ja kuormitusjärjestely.....	46
3.4	Instrumentointi.....	50
3.4.1	Uunin lämpötila.....	50
3.4.2	Päätylevyn ja ruuvien lämpötila.....	50
3.4.3	Koekappaleen siirtymien mittaus.....	51
3.5	Polttokokeen suoritus.....	53
3.6	Polttokokeen tulokset.....	54
3.6.1	Polttokoeuunin lämpötila ja paine.....	54
3.6.2	Koekappaleen TE1* tulokset.....	56
3.6.3	Koekappaleen TE3* tulokset.....	60
4	JATKOSLIITOSTEN NUMEERINEN MALLI.....	66

4.1	3D-elementtimalli.....	66
4.1.1	Elementtimallin osat .....	67
4.1.2	Materiaalit .....	68
4.1.3	Elementtityypit.....	70
4.1.4	Verkotus.....	71
4.1.5	Kontaktit .....	72
4.1.6	Reunaehdot (ei tarvita lämpöanalyyseissä) .....	74
4.2	Terminen analyysi .....	75
4.2.1	Teräksen lämpötekniset ominaisuudet.....	75
4.2.2	Lämpötila-analyyseissä käytetyt lämmönsiirtymismekanismit .....	77
4.3	Mekaaninen analyysi .....	79
4.3.1	Lämpöpiteneminen .....	79
4.3.2	Mekaaninen kuormitus .....	80
5	KOETULOSTEN VERTAAMINEN 3D-ANALYYSSIN TULOKSIIN .....	82
5.1	Liitos TE1*.....	82
5.1.1	Lämpötilan jakautuminen.....	82
5.1.2	Koekappaleen ulokkeen pystysiirtymä .....	84
5.1.3	Vaakasiirtymä .....	86
5.2	Liitos TE3*.....	88
5.2.1	Lämpötilan jakautuminen.....	88
5.2.2	Koekappaleen ulokkeen pystysiirtymä.....	90
5.2.3	Vaakasiirtymä .....	92
5.3	Johtopäätökset.....	93
6	JATKOSLIITOKSEN KOMPONENTTIMALLI PALOTILANTEESSA .....	96
6.1	Teräksen ja ruuvien mekaaniset ominaisuudet korkeissa lämpötiloissa .....	96
6.2	Liitoksen vetokestävyys.....	97
6.2.1	Vetokomponentin jäykkyys .....	99
6.3	Liitoksen tarkastelu kaksiaksiaalisessa taivutuksessa .....	99
6.3.1	Liitoksen taivutuskestävyys.....	100
6.3.2	Liitoksen kiertymisjäykkyys.....	100
7	KOMPONENTTIMALLIN SOVELTAMINEN VEDETTYJEN JA KAKSIAKSAALISESTI TAIVUTETTUIJEN JATKOSLIITOSTEN PALOMITOITUKSEEN .....	101
7.1	2D -tarkastelujen lähtöarvot.....	102
7.2	Aksiaalisesti vedetty jatkosliitos korkeissa lämpötiloissa .....	104
7.2.1	2D-komponenttimallilla määritetty kestävyys ja jäykkyys.....	104
7.2.2	Liitoksen analyysi 3D-elementtimallin avulla.....	107
7.2.3	2D -komponenttimallin tulosten vertaaminen 3D- analyysin tuloksiin.....	110

7.3	Jatkosliitos kaksiakselisessa taivutuksessa .....	113
7.3.1	Komponenttimalli.....	114
7.3.2	3D- elementtimalli.....	118
7.3.3	Komponenttimallin vertaaminen 3D-analyysin tuloksiin.....	118
7.4	Johtopäätökset.....	122
8	YHTEENVETO .....	124

# MERKINNÄT JA LYHENTEET

## Latinalaiset isot kirjaimet

$A_s$	on ruuvin jännityspoikkipinta-ala
$D_B$	on ruuvin reiän halkaisija
$D_{km}$	on keskimääräinen kitkan vaikutusympyrän halkaisija
$E_a$	on teräksen kimmokerroin normaalilämpötilassa
$E_{a,\theta}$	on teräksen kimmokerroin korkeassa lämpötilassa $\theta_a$
$F_{j,\theta,Rd}$	on liitoksen vetokestävyys korkeissa lämpötiloissa
$F_{T,Rd}$	on laipan ekvivalentin T-osan vetokestävyuden mitoitusarvo
$F_{t,Rd}$	on ruuvin vetokestävyuden mitoitusarvo ruuvia kohti
$F_{ten,t,Rd}$	on yksittäisen ruuvin vetokestävyuden mitoitusarvo korkeissa lämpötiloissa
$F_{tr,Rd}$	on ruuvirivin $r$ tehollisen vetokestävyuden mitoitusarvo
$L_b$	on ruuvin venymäpituus
$L_b^*$	on ruuvin kriittinen venymäpituus
$M_A$	on ruuvin kiristysmomentti
$M_{j,Ed}$	on liitokseen vaikuttavan taivutusmomentin mitoitusarvo
$M_{j,Rd}$	on liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo
$M_{j,\theta,Rd,\alpha}$	on liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo kaksiaksisiaalisessa taivutuksessa korkeissa lämpötiloissa
$P$	on ruuvin kierteen nousu
$Q$	on vipuvoima
$S_j$	on liitoksen kiertymisjäykkyys
$S_{j,ini}$	on liitoksen kiertymisjäykkyyden alkuarvo

## Latinalaiset pienet kirjaimet

$a_c$	on kuljettumisen eli konvektion lämmönsiirtymiskerroin
$b_p$	päätylevyn leveys
$b_{wc}$	on pilarin kaulahitsien välin jäävä uuman korkeus

$c_a$	on teräksen ominaislämpökapasiteetti
$d_K$	on kannan kantavan pinnan ulkohalkaisija
$d_2$	on ruuvien sisähalkaisija
$d_w$	on aluslaatan halkaisija, tai ruuvien kannan tai mutterin avainväli tarkasteltavasta tapauksesta riippuen
$f_{ub}$	on ruuvien vetomurtolujuus
$f_y$	on ko. peruskomponentin myötöraja 20°C lämpötilassa
$f_{y,\theta}$	on teräksen tehollinen myötöraja korkeissa lämpötiloissa
$h_p$	on päätylevyn korkeus
$h_r$	on ruuvirivin $r$ ja puristuskeskiön välinen etäisyys
$k_{b,\theta}$	on ruuvien lämpötilasta riippuva lujuuden pienennystekijä
$k_{p,\theta}$	on teräksen lämpötilasta riippuva suhteellisuusrajan pienennystekijä
$k_{y,\theta}$	on teräksen lämpötilasta riippuva tehollisen myötörajän pienennystekijä
$k_{E,\theta}$	on teräksen lämpötilasta riippuva kimmokertoimen pienennystekijä
$k_{eff,r}$	on ruuvirivin $r$ tehollinen jäykkyystekijä
$k_{eq}$	on ekvivalentti jäykkyystekijä
$k_i$	on liitoksen peruskomponentin $i$ jäykkyystekijä
$l_{eff}$	on T-osan laipan tehollinen pituus
$l$	on pituus lämpötilassa 20°C
$\Delta l$	on lämpötilan aiheuttama pituuden muutos
$m$	on ruuvireiän keskipisteen ja profiilin ulkoreunan välinen kohtisuora etäisyys
$m_{pl,Rd}$	on plastinen momentti pituusyksikköä kohti
$r$	on ruuvirivin numero
$t_p$	on päätylevyn paksuus.
$t_{wc}$	on pilarin uuman paksuus
$Z$	on momenttivarsi
$Z_{eq}$	on liitoksen ekvivalentti momenttivarsi

#### Kreikkalaiset merkit

$\gamma_M$	on liitoksen osavarmuusluku
------------	-----------------------------

$\varepsilon$	on $\sqrt{235/f_y}$
$\varepsilon_f$	on palon säteilykerroin
$\varepsilon_m$	on rakenneosan pinnan säteilykerroin
$\varepsilon_{nom}$	on nimellinen (nominal) venymä
$\varepsilon_{pl,true}$	on plastisen osuuden logaritminen venymä, todellinen venymä
$\theta_a$	on teräksen lämpötila
$\theta_g$	on kaasun lämpötila palotilassa
$\theta_m$	on rakenneosan pintalämpötila
$\theta_r$	on paloympäristön tehollinen säteilylämpötila
$\lambda_a$	on hiiliteräksen lämmönjohtavuus
$\mu$	on jäykkyysuhde $S_{j,ini}/S_j$
$\mu_G$	on ruuvien kierteen kitkakerroin
$\mu_K$	on ruuvien kannan (tai mutterin) ja sen alustan välinen kitkakerroin
$\rho$	on teräksen tiheys
$\sigma$	on Stefan-Boltzmann-vakio = $5.67 \cdot 10^{-8}$ [W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )]
$\sigma_{nom}$	on nimellinen jännitys
$\sigma_{true}$	on todellinen jännitys
$\Phi$	on näkyvyyskerroin
$\phi_{Ed}$	on taivutusmomentin mitoitusarvoa $M_{j,Ed}$ vastaava kiertymä
$\phi_{Xd}$	on kohta, missä taivutusmomentin mitoitusarvoa $M_{j,Ed}$ saavuttaa arvon $M_{j,Rd}$
$\phi_{Cd}$	on liitoksen kiertymiskyvyn mitoitusarvo (suurin kiertymän mitoitusarvo, jonka liitos voi saavuttaa)
ABAQUS/Standard	on elementtimenetelmään pohjautuva kattava simuloinnin ohjelmisto
CAE	on Computer Aided Engineering eli tietokoneavusteinen suunnittelu
AutoCAD	on 2D-piirto- ja detaljoihjelma
FEM	on Finite Element Method, suomeksi elementtimenetelmä
EN	on eurooppalaisen standardi suomenkielinen käännös



# 1 JOHDANTO

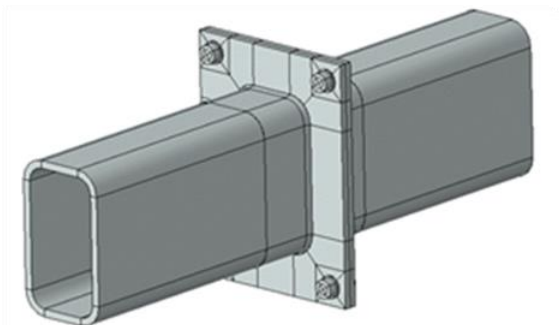
## 1.1 Tausta

Rakenteet käyttäytyvät kuormituksessa kolmiulotteisesti (3D). Teräskehät analysoidaan käytännön suunnittelussa käyttäen 3D-kehäohjelmia. Teräslitosten kestävyyttä ja jäykkyyttä kolmiulotteisessa kuormituksessa on kuitenkin tutkittu varsin vähän. Tiedon ja ohjeistuksen puuttuessa litosten mitoituksessa joudutaan tekemään oletuksia, jotka saattavat johtaa ylimitoitukseen. Näin ollen litosten 3D-laskentamallien kehittämiseksi on selkeä tarve.

Rakenteellinen paloturvallisuus on keskeinen osa rakennuksen ja teräsrungon suunnittelua. Liitokset ovat rungon tärkeä osa ja palotilanteen tarkasteluissa suunnittelijan tulisi voida ennakoida teräskehien käyttäytyminen ja kestävyys korkeissa lämpötiloissa. Julkaisuissa Anderson et al. (1987), Grierson & Xu (1992), Simões (1996) ja Heinisuo et al. (2010) käsitellään osittain jäykkien litosten merkitystä teräsrungon kustannusten optimoinnissa ja tulokset osoittavat, että todellisen jäykkyyden hyödyntäminen tuo merkittäviä säästöjä itse rungon mitoitukseen. Jotta tätä potentiaalia voidaan hyödyntää, tulee litosten mekaaniset ominaisuudet pystyä määrittämään myös palotilanteen tarkasteluissa. Mitoitusmenetelmien tulee myös soveltua tapauksille, joissa liitosta rasittaa aksiaalisen voiman lisäksi kaksiakselinen taivutus.

Komponenttimenetelmä tarjoaa käyttökelpoisen tavan staattisesti kuormitettujen litosten lujuusopilliseen suunnitteluun. Tämä menetelmä on yleisesti käytössä teräsrakenteiden peruspultti- ja palkki-pilariliitosten mitoituksessa. Tässä lisensiaatintyössä tutkitaan komponenttimenetelmän soveltamismahdollisuuksia rakenneputkien ruuvattujen jatkosliitosten analyysiin ja suunnitteluun. Jatkosliitokset ovat yleisesti käytettyjä johtuen niiden edullisesta esivalmistuksesta ja mittatarkasta asennuksesta työmaalla. Kuviossa 1 on esitetty tyypillinen rakenneputken jatkosliitos. Tutkimuksessa käytetty ruuvirei'illä varastettu päätylevy kiinnitetään teräsputken päähän hitsaamalla. Tutkimus rajataan koskemaan vain ulokkeellisia jatkosliitoksia, joissa päätylevy ulottuu putken yläpuolelle ja ruuvit sijaitsevat tällä ulokkeellisella alueella.

**Kuvio 1.** Standardin EN 1993-1-8 (2005) mukainen ulokkeellinen jatkosliitos



Standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetty komponenttimenetelmä perustuu laajaan H- ja I-profilien rakenteellisten teräslitosten tutkimukseen sekä huoneenlämpötilassa että korkeissa lämpötiloissa. Tätä mitoitusmenetelmää voidaan käyttää, kun teräslaji on S235, S275, S355, S420, S450 tai S460. Menetelmä otettiin käyttöön standardin ENV 1993-1-1 liitteessä J vuonna 1993 ja sisällytettiin myöhemmin nykyiseen standardiin EN 1993-1-8 (2005). Komponenttimenetelmä esiintyy myös alumiinirakenteiden standardissa EN 1999-1-1 (2007). Standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetyssä kaksiulotteisessa liitosmallissa liitokseen kohdistuu liitettävän sauvan vahvan tai heikon akselin suuntainen taivutus ja/tai aksiaalinen kuormitus. Komponenttimenetelmän yleisen luonteen vuoksi sitä voidaan soveltaa myös rakenneputkien liitoksiin.

Teräsrakenteen kokonaistarkastelussa ruuvattu jatkosliitos luokitellaan jäykkyytensä perusteella tyypillisesti osittain jäykäksi (EN 1993-1-8, 2005). Tällaisen liitoksen peruskomponentteja ovat päätylevyt ja ruuvit. Muut komponentit kuten esimerkiksi hitsit ja puristuskontaktin alue oletetaan tässä tutkimuksessa deformatiomattomiksi. Voimassa oleva standardi EN 1993-1-8 (2005) ei kata suorakaideputken jatkosliitosta niissä tapauksissa, joissa ruuvit sijaitsevat putkipoikkileikkauksen profiililinan ulkopuolella ja liitoksen ulkoisena kuormituksena vaikuttaa vino taivutus. Vino taivutus voi tulla kysymykseen esimerkiksi rakennuksen nurkkapilareissa. Heinisuo ryhmineen (Heinisuo et al., 2009) on ehdottanut standardin mukaisen komponenttimenetelmän laajentamista koskemaan myös liitosten kolmiulotteista tarkastelua. Menetelmän laajennuksesta normaalilämpötilassa on tehty väitöskirjatutkimus (Perttola, PhD Thesis 2017). Liitosten kolmiulotteisesta tarkastelusta palotilanteesta ei ole kuitenkaan tutkimustietoa. Tässä lisensiaatintyössä kehitetään ratkaisua tälle palotilanteen mitoitukselle.

## 1.2 Standardin EN 1993-1-8 mukainen komponenttimalli

### 1.2.1 Komponenttimenetelmä huoneenlämpötilassa

Palkki-pilariliitosten käyttäytymistä huoneenlämpötilassa on tutkittu maailmanlaajuisesti pitkään. Pyrkimyksenä on ollut halu hyödyntää ne rakenteelliset edut, jotka voidaan saavuttaa ottamalla huomioon yleensä niveliksi (*pinned*) tai jäykiksi (*rigid*) oletettujen liitosten todelliset jäykkyudet ja kestävyudet. Käytännössä suurin osa liitoksista on kiertymisominaisuuksiltaan osittain jäykkiä (*semi-rigid*). Tällöin palkin ja pilarin välille syntyy jonkin suuruinen suhteellinen kiertymä ja liitos välittää momenttia palkilta pilarille. Liitosta voidaan pitää osittain jäykkänä, mikäli sillä on kiertymiskykyä ja liitos käyttäytyy sitkeästi.

Komponenttimenetelmän yhtenä kehittäjänä pidetään Zoetemeijer'ia (Zoetemeijer, 1974, 1983a, 1983b) Delftin Teknillisestä korkeakoulusta. Menetelmän pääperiaatteet perustuvat hänen työhönsä aikakaudella 1974–1983. Heronin artikkelissa '*A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections*' vuonna 1974 hän esitteli teoriansa siitä, miten palkki-pilariliitos voidaan laskea analyttisesti ilman pilarin uumaan hitsattavia jäykisteitä. Artikkelissa käsitellyt liitokset olivat hitsattuja. Tällöin hän otti käyttöön myös käsitteen T-osa (liitososat ajatellaan T-malliseksi kappaleeksi). Osittain jäykkien liitosten suunnittelun alkuajoina huomio kiinnitettiin pilariuuman puristuskäyttäytymiseen.

Innsbruckin yliopistossa Itävallassa Tschemmernegg (Tschemmernegg et al., 1987) johti laajaa täysin hitsattujen liitosten tutkimusta. Tässä yhteydessä ehdotettiin mekaanista jousimallia. Tässä mallissa toiset jouset kuvaavat kuorman siirtymistä palkilta pilarille ja toiset jouset kuvaavat pilarin uuman leikkausta. Tschemmernegg ryhmineen (Tschemmernegg et al., 1997, 1999) paransi komponenttimenetelmää myöhemmin 1990-luvulla.

Yee Malesiasta ja Melchers Australiasta (Yee & Melchers, 1986) kehittivät matemaattisia yhtälöitä kuvaamaan momentin ja kiertymän välistä suhdetta ruuvatuille ulokkeellisille palkki-pilaripäätyliitoksille. Laskentatuloksia verrattiin koetuloksiin ja havaittiin, että mallit ennustivat momentti-siirtymäyhteyden riittävän tarkasti. Nämä laskelmat ovat todennäköisesti varhaisimpia, jotka muistuttavat nykyisen standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaista laskentaa.

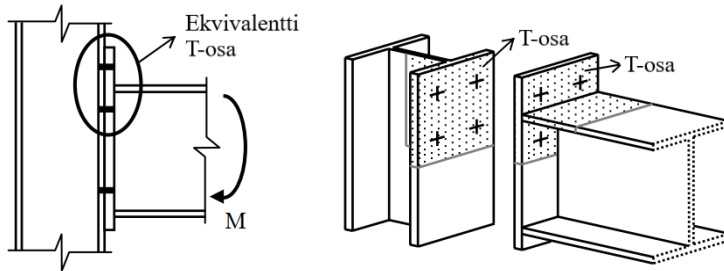
Davison ryhmineen (Davison et al., 1987) tutki kokeellisesti erilaisten palkki-pilariliitosten alkujäykkyyttä. Kokeet tehtiin huoneenlämpötilassa ja ne tarjosivat hyödyllistä tietoa liitosten momentti-kiertymäkäyttäytymisestä. Ljubljanan

yliopistosta Sloveniasta Beg ryhmiseen (Beg et al., 2004) tutki päätylevyliitoksen kiertymiskapasiteettia huoneenlämpötilassa perustuen komponenttimenetelmään prEN 1993-1-8 (2000). Testituloksista ja numeerisista simulaatioista johdettiin komponenttien muodonmuutuskapasiteetin yksinkertaiset analyttiset lausekkeet. Ehdotettu menetelmä antoi yksinkertaiset numeeriset lausekkeet liitoskomponenttien muodonmuutoskyvyille, kun taas komponenttien alkujäykkyys ja lujuus voitiin arvioida yllä olevan standardin mukaan.

Useat tutkijat ovat tutkineet liitosten eri komponenttien lujuutta, jäykkyyttä ja muodonmuutoskykyä huoneenlämpötilassa. Pilarin uuman puristuskäyttäytymistä 1980-luvulla tutkivat Hendrick ja Murray (Hendrick & Murray, 1984).

Girão Coelho ryhmiseen (Girão Coelho et al. 2004, 2004a, PhD Thesis 2004b) Coimbran yliopistossa Portugalissa on raportoinut kokeista, joita tehtiin tutkittaessa päätylevyliitoksen T-osan käyttäytymistä. Koko liitoksen momentti-kiertymiskäyttäytymistä hallitsee useimmiten pilarin laipan muodonmuutoskyky ja/tai vetorasituksen alaisena oleva päätylevy sekä ruuvien venymä. Nämä muodostavat liitoksen vetovyöhykkeen. Tämä vetovyöhyke voidaan mallintaa ekvivalentilla (samanarvoisella) T-osalla (kuvio 2). Vetovyöhyke korvataan tarkoituksenmukaisen tehollisen pituuden omaavilla T-osilla. Komponenttimenetelmässä tällainen T-osa asetetaan liitoksen jousimalliin generoimaan koko liitoksen momentti-kiertymäyhteyttä.

**Kuvio 2.** Jäykistämättömän ulokkeellisen päätylevyliitoksen T-osa (suom. Girão Coelho 2004)

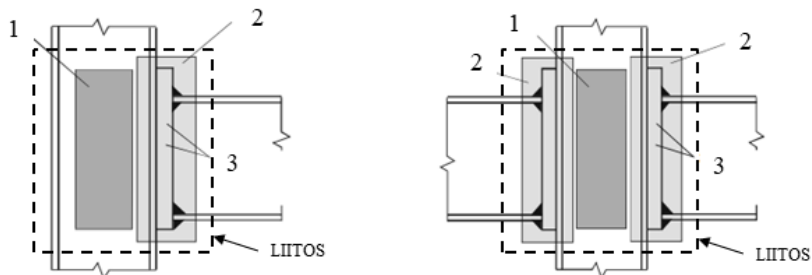


T-osaa ovat tutkineet myös mm. Swanson ja Leon (Swanson & Leon, 2001), Piluso ryhmiseen (Piluso et al., 2001) ja Spyrou ja Davison (Spyrou & Davison, 2001).

## 1.2.2 Palkki-pilariliitoksen komponenttimenetelmän mukaiset osat

Liitoksen ja kiinnityksen määritelmä esitetään standardissa EN 1993-1-8 (2005). Palkki-pilariliitos koostuu pilarin uumaosasta (1) ja kiinnityksestä (2) kuvion 3 mukaan. Kiinnityksessä tarkastellaan niitä peruskomponentteja (3), jotka liittyvät mekaanisesti toisiinsa (esim. ruuvit, päätylevy). Kiinnityksiä pilarin laippoihin voi olla yksi (yksipuolinen liitos) tai kaksi (kaksipuolinen liitos) kuten kuviossa 3.

**Kuvio 3.** Palkki-pilariliitosten osat standardin EN 1993-1-8 (2005) kuvan 1.1 mukaan



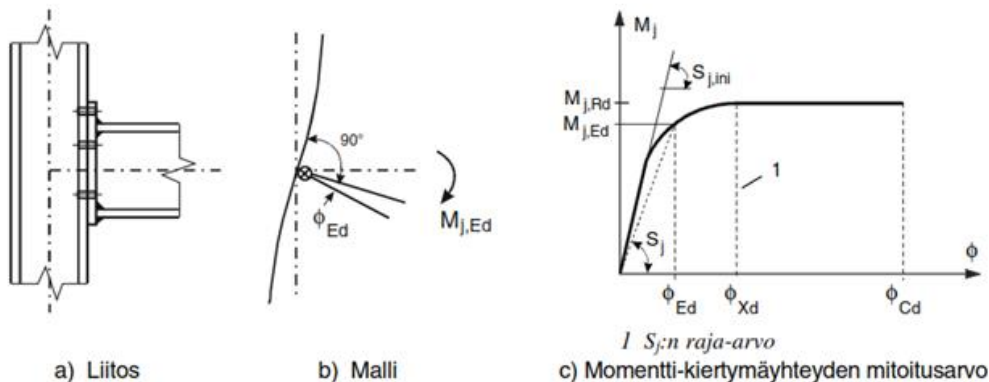
Yleisimmät liitostyypit:

- ulokkeellinen päätylevy (*extended end plate*)
- palkinkorkuinen päätylevy (*flush end plate*)
- kulmateräs (*web cleat*)
- leikkauslevy (*fin plate*)

## 1.2.3 H- tai I- profiilien väliset rakenteelliset liitokset

Standardin EN 1993-1-8 (2005) luku 6 käsittelee H- tai I- profiilien välisiä rakenteellisia liitoksia. Kuvio 4 esittää yksipuolista palkki-pilariliitosta, jossa liitettävien sauvojen keskilinjat yhtyvät niiden leikkauspisteessä 4(a) ja (b). Kuvio 4(c) esittää tyypillistä liitoksen momentti-kiertymäyhteyttä, joka on yleensä epälineaarinen.

**Kuvio 4.** Liitoksen momentti-kiertymäyhteyden mitoitusarvo (EN 1993-1-8 s. 66)



Kuvion 4(c) merkintöjen selitykset:

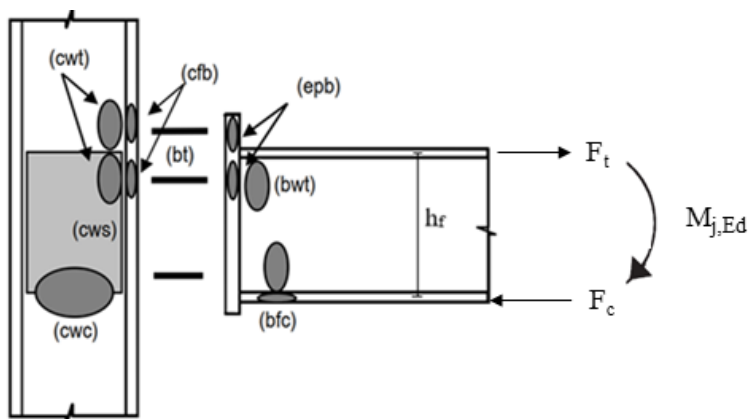
- $M_{j,Ed}$  on liitoksen vaikuttavan taivutusmomentin mitoitusarvo,
- $S_j$  on sekanttijäykkyys (vastaa taivutusmomentin mitoitusarvoa  $M_{j,Ed}$ ),
- $\phi_{Ed}$  on taivutusmomentin mitoitusarvoa  $M_{j,Ed}$  vastaava kiertymä,
- $M_{j,Rd}$  on liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo,
- $S_{j,ini}$  on kiertymisjäykkyyden alkuarvo (kimmoisen osa kaltevuus),
- $\phi_{Xd}$  on kohta, missä taivutusmomentin mitoitusarvoa  $M_{j,Ed}$  saavuttaa arvon  $M_{j,Rd}$ ,
- $\phi_{Cd}$  on liitoksen kiertymiskyvyn mitoitusarvo (suurin kiertymän mitoitusarvo, jonka liitos voi saavuttaa).

Momentti-kiertymäyhteyden peruskomponentteja ovat:

- taivutuskestävyys;
- kiertymisjäykkyys;
- kiertymiskyky.

Kuvion 5 päätylevyliitokseen kohdistuu liittyvän palkin vahvan akselin suuntainen taivutusmomentti  $M_{j,Ed}$ , jonka puristuskeskiö on liitettävän sauvan puristetun laipan keskilinjalla. Liitosta tarkastellaan joukkona perusalueita, joista jokainen alue tuottaa liitokselle tietyn rakenteellisen perusvaikutuksen. Päätylevyliitoksen perusalueiden kirjainlyhenteet on selvitetty taulukossa 1.

**Kuvio 5.** Yksipuolisen palkki-pilariliitoksen perusalueet (Block 2006)



Taivutettu päätylevyliitos jaetaan kolmeen päävyöhykkeeseen (veto, puristus ja leikkaus). Liitosta rasittavat voimat jakautuvat viidelle peruskomponentille. Jokaiselle ruuviriville etsitään pienin peruskomponentin vetokestävyyden  $F_{tr,Rd}$  mitoitusarvo. Tarvittaessa tätä arvoa pienennetään puristus- ja leikkauskestävyyksille asetettujen ehtojen perusteella. Mitoitusarvot määritellään alkaen ensimmäisestä ruuvirivistä, joka sijaitsee kauimpana puristuskeskiöstä. Sen jälkeen tarkastellaan jokainen ruuviriviä erikseen.

**Taulukko 1.** Kuvion 5 tunnuksien selitykset

Vyöhyke	Tunnus	Peruskomponentit (rivi r)
Veto	cwt	Pilarin uuman veto
	cfb	Pilarin laipan taivutus
	epb	Päätylevyn taivutus
	bwt	Palkin uuman veto
	bt	Ruuvirivin veto
$F_{tr,Rd} = \min (F_{cwt,Rd}, F_{cfb,Rd}, F_{epb,Rd}, F_{bwt,Rd}, F_{bt,Rd})$		
Puristus	cwc	Pilarin uuman puristus
	bfc	Palkin laipan ja uuman puristus
Leikkaus	cws	Pilarin uuman leikkaus
	Lisäksi	Päätylevyn uuman hitsit
	"	Ruuvien leikkauskestävyys/leike
	"	Ruuvien reunapuristuskestävyys

Ruuveilla kiinnitetyn palkki-pilariliitosten taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  voidaan laskea kaavasta:

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd} \quad (1.1)$$

missä:

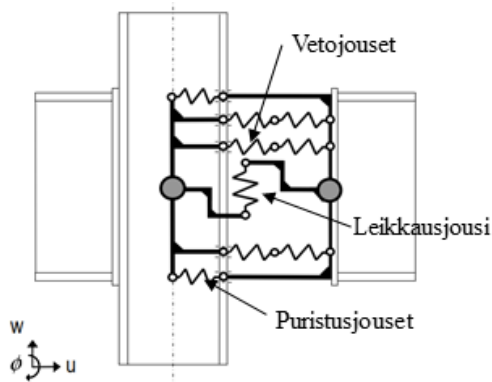
$F_{tr,Rd}$  on ruuvirivin  $r$  tehollisen vetokestävyyden mitoitusarvo (ks. taulukko 1),  
 $h_r$  on ruuvin  $r$  ruuvin keskipisteen etäisyys putken puristuspuolelta keskelelle,  
 $r$  on ruuvirivin numero.

Ehtona menetelmän käytölle on, että liitettävän sauvan aksiaalinen voima  $N_{Ed}$  on enintään 5% ko. sauvan plastisuusteorian mukaisesta poikkileikkauksen aksiaalisen kestävyysmitoitustarvosta  $N_{pl,Rd}$ . Tällöin aksiaalista voimaa ei oteta huomioon laskennassa. Lisäksi vaikuttavan momentin mitoitusarvon  $M_{j,Ed}$  tulee täyttää kaavan 1.2 mukainen ehto.

$$M_{j,Ed}/M_{j,Rd} \leq 1.0 \quad (1.2)$$

Liitos mallinnetaan kiertymisjousilla, jotka koostuvat yksittäisten peruskomponenttien jäykkyyksistä  $k_i$ . Kuvio 6 on tyypillinen palkki-pilariliitoksen jousimalli. Jokaista vyöhykettä edustaa sarjaan kytketyt translaatiojous. Ensimmäiset kolme komponenttia muodostavat liitoksen vetovyöhykkeen. Profiilin pintakeskiössä sijaitseva leikkausjousi siirtää pystysuoran kuorman solmusta toiseen. Ruuvirivit kytketään rintaan.

**Kuvio 6.** Tyypillinen palkki-pilariliitoksen jousimalli (Block, 2006 teksti suom.)





Jokaista yksittäistä liitoksen peruskomponenttia kuvataan kimmoteorian mukaisella jäykkyystekijällä  $k_i$ . Standardin EN 1993-1-8 (2005) luvun 6.3 mukaan liitoksen kiertymisjäykkyys  $S_j$  määritetään liitoksen peruskomponenttien joustavuuden perusteella. Edellyttäen, että liitettävän sauvan aksiaalista voimaa ei oteta huomioon ja kaava 1.2 on voimassa, palkki-pilariliitoksen ja palkin jatkoksen kiertymisjäykkyys  $S_j$  [kNm/mrad] lasketaan kaavasta 1.3.

$$S_j = E_a z^2 / (\mu \sum_i 1/k_i) \quad (1.3)$$

missä:

$E_a$  on teräksen kimmokerroin normaalilämpötilassa [210000 MPa=N/mm<sup>2</sup>],  
 $z$  on momenttivarsi [mm],  
 $k_i$  on liitoksen peruskomponentin  $i$  jäykkyystekijä [mm],  
 $\mu$  on jäykkyyssuhde  $S_{j,ini}/S_j$ .

Ruuveilla kiinnitetyille päätylevyliitoksille, joissa on vähintään kaksi vedettyä ruuviriviä, liitoksen kiertymisjäykkyys  $S_{j,ini}$  määritetään standardin EN 1993-1-8 (2005) kohdassa 6.3.3 mukaan seuraavasti:

$$S_{j,ini} = E_a z_{eq}^2 / (1/k_{eq}) \quad (1.4)$$

Jokaiselle ruuviriville  $r$  lasketaan tehollinen jäykkyystekijä  $k_{eff,r}$  (kaava 1.4).

$$k_{eff,r} = 1 / (\sum_i (1/k_{i,r})) \quad (1.5)$$

Ekvivalentti momenttivarsi  $z_{eq}$  lasketaan kaavasta:

$$z_{eq} = \sum_r k_{eff,r} h_r^2 / \sum_r k_{eff,r} h_r \quad (1.6)$$

Ruuviriveihin liittyvät peruskomponentit yhdistetään yhdeksi ekvivalentiksi jäykkyystekijäksi  $k_{eq}$  :

$$k_{eq} = \sum_r k_{eff,r} h_r / z_{eq} \quad (1.7)$$

Liitoksen kiertymiskykyä ei tarvitse tarkistaa edellyttäen, että liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  on vähintään 1.2 kertaa liitettävän sauvan poikkileikkauksen plastisuusteorian mukaisen taivutuskestävyyden mitoitusarvon

$M_{pl,Rd}$  suuruinen. Tällöin liitoksen kiertymiskyky aiheutuu liitettävästä palkista, johon plastinen nivel syntyy.

Ruuviliitoksilla katsotaan olevan riittävä kiertymiskyky, jos seuraavat ehdot täyttyvät:

(1) Liitoksella on riittävä kiertymiskyky, jos liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  määräytyy pilarin uuman leikkauskestävyyden mitoitusarvon  $V_{wp,Rd}$  perusteella. Edelleen edellytyksenä on, että pilarin uuman hoikkuus täyttää kaavan 1.8 ehdon, jotta pilarin uuma ei lommahda.

$$b_{wc}/t_{wc} \leq 69\varepsilon \quad (1.8)$$

missä:

$b_{wc}$  on pilarin kaulahitsien väliin jäävä uuman korkeus,

$t_{wc}$  on pilarin uuman paksuus,

$\varepsilon$  on  $\sqrt{235/f_y}$ .

(2) Päätylevyliitoksilla on riittävä kiertymiskyky, kun molemmat seuraavista ehdoista on voimassa; a) liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  määräytyy jommankumman seuraavan ilmiön perusteella; pilarin laipan taivutus tai palkin päätylevyn taivutus, b) joko pilarin laipan tai palkin päätylevyn paksuus  $t_p$  täyttää kaavan 1.9 ehdon:

$$t_p \leq 0.36d\sqrt{f_{ub}/f_y} \quad (1.9)$$

missä:

$d$  on ruuvin varren nimellishalkaisija,

$f_{ub}$  on ruuvin vetomurtolujuus,

$f_y$  on kyseeseen tulevan peruskomponentin myötöraja.

(3) Ruuviliitoksella, jossa liitoksen ruuvien leikkaus määrää taivutuskestävyyden mitoitusarvon  $M_{j,Rd}$ , ei oleteta olevan riittävä kiertymiskykyä plastisuusteorian mukaista kokonaistarkastelua käytettäessä.

## 1.2.4 Komponenttimenetelmä palotilanteessa

Liitokset altistuvat palotilanteessa erilaisille kuormituksille ja rasituksille, millä on merkittävä vaikutus teräs- ja liittorakenteiden kestävyYTEEN. Näitä vaikutuksia on tutkittu 1970-luvulta lähtien useissa kokeellisissa tutkimusprojekteissa, joiden tavoitteena on ollut ymmärtää paremmin osittain jäykän liitoksen käyttäytymistä korkeissa lämpötiloissa. Toiset tutkijat ovat tarkastelleet koko liitosta, kun taas toiset ovat selvittäneet liitoksen yhden osakomponentin käyttäytymistä. Näiden tutkimusten pohjalta palkki-pilariliitosten komponenttimallin sovellusaluetta on laajennettu kattamaan myös momentti-kiertymäyhteyden määrittäminen korkeissa lämpötiloissa.

Ensimmäiset liitosten palokokeet tehtiin CTICM:ssä (Centre Technique Industriel de la Construction Métallique) Ranskassa Kruppa'n (1976) johdolla. Kokeissa käytettiin kuutta eri liitostyyppiä. Näiden kokeiden ensisijainen tarkoitus oli tutkia korkealujuusruuviEN kestävyYTEttä korkeissa lämpötiloissa. Tuloksista voitiin nähdä, että ruuviEN murtumista edelsi muissa liitososissa tapahtuneet suuret muodonmuutokset. British Steel Association (1982) toteutti kaksi koetta momenttijäykälle liitokselle korkeissa lämpötiloissa. Kokeista saatiin hyödyllistä tietoa, vaikka liitososien poikkileikkaukset olivat pieniä. Tuloksista voitiin päätellä, että liitoksen muodonmuutokset tulipalotilanteessa ovat merkittäviä.

Lawson (1990) toteutti ensimmäiset palotestit kaksipuoliselle palkki-pilariliitokselle. Koekappaleissa I-palkit oli liitetty päätylevyliitoksen kautta I-poikkileikkauksiseen pilariin. Palkkien päälle oli valettu teräsbetoni-laatta, joka osassa koekappaleista toimi teräsprofiilin kanssa liittorakenteena. Koetuloksena saatiin määritettyä liitoksen aika-kiertymäkäyrät ja välttämätöntä tietoa liitoksen mallintamisen varhaisille yrityksille.

Sheffieldin yliopistossa Iso-Britanniassa (Leston-Jones et al., 1997) tutkittiin kokeellisesti palkin korkuisen kaksipuoleisen päätylevyliitoksen momentti-kiertymäyhteyttä korkeissa lämpötiloissa. Vuosina 1995–1996 Cardingtonin tutkimuslaboratoriossa tehtiin kuusi suurta täysimittaista polttokoetta. Al-Jabri ryhmineen (Al-Jabri et al., 1998) jatkoi Leston-Jones -testiohjelman tutkien yksittäisten liitosten eri parametreja palotilanteissa ja vertasi saatuja tuloksia Cardingtonista saatuihin tuloksiin. Kahdeksan kerroksisen teräsrunkoisen rakennuksen täysimittaiset palotestit Cardingtonissa Iso-Britanniassa (Client Report 2003) ja World Trade Centerin rakennuksen 7 romahtaminen 9.11.2001 USA:ssa (NIST 2008) osoittivat, että teräslitokset ovat erityisen haavoittuvia tulipalossa ja palon jäähtymisvaiheessa.

Tutkimustulokset ovat osoittaneet, että huoneenlämpötilan tarkasteluihin kehitettyä komponenttimenetelmää voidaan soveltaa myös liitosten momentti-kiertymäyhteyden määrittämiseen korkeissa lämpötiloissa. Tämä edellyttää, että teräksen mekaanisten ominaisuuksien heikkeneminen korkeissa lämpötiloissa otetaan huomioon esimerkiksi standardeissa esitettyjen pienennystekijöiden avulla. Tätä periaatetta ovat käyttäneet muun muassa Simoes da Silva et al. (2001), Al-Jabri (2004) ja Spyrou (2002) tutkiessaan liitoksen jäykkyyden muutoksia.

Tongjin yliopistossa Künassa Wang ryhmään (Wang et al., 2007) teki neljä palokoetta ulokkeellisille palkki-pilariliitoksille, joista kahdessa käytettiin pilarin uuman jäykisteitä. Päätylevyjen paksuuksia oli kaksi. Pilarin uumajäykisteillä todettiin olevan merkittävä vaikutus ulokkeellisten päätylevyliitosten kriittiseen lämpötilaan. Mitä paksumpia pilarin uuman jäykisteet ja päätylevy ovat, sitä korkeampi on liitosten kriittinen lämpötila. Kokeelliset tulokset ja niistä tehdyt laskennalliset standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaiset komponenttimallit ennustivat päätylevyn kestävyys hyödyntävällä tarkkuudella.

### 1.3 Tutkimuksen tavoite

Kolmiulotteisessa analyysissä rakenneputken jatkosliitokseen vaikuttaa kaksiakselinen taivutus. Vaikka rakenteella ja liitoksella on kaksi symmetria-akselia, ei kaksiakselisesta taivutuksesta aiheutuvat rasitukset jakaudu liitoksessa symmetrisesti. Tämä johtuu siitä, että ruuviliitoksen komponentit käyttäytyvät vetorasituksessa eri tavalla (ruuvit vedossa + päätylevy taivutettaessa) kuin puristettuna (päätylevyjen välinen kosketus). Tämän tutkimuksen tavoite oli selvittää, soveltuuko standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetty komponenttimenetelmä tällaisen kolmiulotteisen rasitusilanteen tarkasteluun, suunnitteluun ja mitoituskeston palotilanteessa.

Tutkimuksessa selvitettiin, voidaanko standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetyillä peruskomponenteilla kuvata rakenneputken jatkosliitoksessa vaikuttavien sisäisten voimien oletettua jakautumaa vai edellyttääkö momenttikiertymäyhteyden mitoitusarvojen määrittäminen muita peruskomponentteja. Momentti-kiertymäyhteyden kolme rakenteellista pääominaisuutta, joita tutkimuksessa tarkastellaan, ovat liitoksen taivutuskestävyys, kiertymisjäykkyys ja muodonmuutoskyky.

Pyrkimyksenä oli laajentaa teräslitosten suunnittelustandardissa esitettyä yleistä komponenttimenetelmää koskemaan kolmiulotteisia tapauksia korkeissa

lämpötiloissa. Nykyinen standardi EN 1993-1-8 (2005) tarkastelee kuormituksia ainoastaan tasossa, kun liitokseen kohdistuu vahvan suunnan taivutus ja/tai aksiaalinen kuormitus. Nykyisen standardin menetelmä ei kata suorakaiteenmuotoisen rakenneputken päätylevyliitosta niissä tapauksissa, joissa ruuvit sijaitsevat putkipoikkileikkauksen profiililinjan ulkopuolella kuten tutkitussa tapauksessa. Standardi arvioi päätylevyn murtotapaa myötöviivateorian avulla. Standardin menetelmä ei kuitenkaan esitä myötökuvioita tapauksille, joissa ruuvit sijaitsevat päätylevyn kulmissa putkipoikkileikkauksen profiililinjan ulkopuolella. Tämän tutkimuksen tavoite oli täydentää palomitoitusmenetelmää noiden myötökuvioiden osalta.

## 1.4 Tutkimusmenetelmät

Tutkimuskysymyksiin haettiin vastauksia kirjallisuusselvityksen, kokeellisen ja numeerisen tutkimuksen avulla. Tutkimuksen kokeellinen osuus ja koekappaleet suunniteltiin perustuen huoneenlämpötilassa suorakaideputkipalkkien laipallisilla jatkosliitoksilla tehtyihin yhdeksään taivutuskokeeseen (Ronni & Heinisuo, 2010) sekä kahteen vinon taivutuksen rasittaman liitoksen kuormituskokeeseen (Perttola, PhD Thesis 2017, Perttola & Heinisuo 2011). Tutkimusprosessi jakaantuu viiteen vaiheeseen seuraavasti:

Komponenttimenetelmän laskentakaavat ovat kehittyneet perustuen H- ja I-profiilien välisten palkki-pilariliitosten laajaan kokeelliseen tutkimukseen huoneenlämpötilassa. Kirjallisuustutkimuksella selvitetään aikaisemmassa tutkimuksessa kehitetyt menetelmän perusteet ja soveltamisperiaatteet. Työssä esitetään myös nykyisen suunnittelustandardin SFS-EN 1993-1-8 (2005) mukaiset palkki-pilaripäätylevyliitoksen yleiset mitoituseriaatteet, komponenttimenetelmän yleiset periaatteet sekä rakenneputkien jatkosliitoksen komponenttimalli huoneenlämpötilassa. Kirjallisuusselvitys on raportoitu kappaleissa 1 ja 2. Kirjallisuusselvityksellä tuotetaan pohjatieto kappaleessa 6 esitetylle jatkosliitoksen palotilanteen toimintaa kuvaavalle komponenttimallille.

Tutkimuksen kokeellisessa osassa selvitettiin täysimittakaavaisten polttokokeiden avulla suorakaideputkien jatkosliitoksen toimintaa kaksiakselisessa taivutuksessa ja palorasituksessa. Palokokeet toteutettiin transienttikokeina, joissa koekappaleet kuormitettiin ensin mekaanisesti etukäteen määritellylle kuormitustasolle ja altistettiin tämän jälkeen standardipalon mukaiselle lämpörasitukselle. Kokeiden avulla tuotetaan yhteys koekappaleen lämpötilan ja siirtymien välille sekä määritetään

liitoksen murtumismalli. Siirtymien avulla voidaan arvioida rakenteen murtumislämpötilaa. Kokeellinen tutkimus on raportoitu kappaleessa 3. Kokeellisesti tuotettua tietoa hyödynnetään liitoksen numeerisen mallin validoinnissa ja verifoinnissa kappaleessa 5.

Tutkimuksessa tuotettiin elementtimenetelmään perustuva jatkosliitoksen numeerinen malli, jonka avulla oli mahdollista laajentaa kokeellisella tutkimuksella tuotettua aineistoa. Lisäksi numeerisen mallin tuloksista saatiin määritettyä ruuvivoimat, joita ei polttokokeessa pystytty mittaamaan. Numeerinen malli tehtiin Abaqus -ohjelmistolla, joka oli osoittautunut aikaisemmissa tutkimuksissa palkki-pilariliitosten simulointeihin soveltuvaksi työkaluksi. Liitoksen numeerinen malli on kuvattu kappaleessa 4 ja se on verifioitu vertaamalla analyysituloksia kokeellisen tutkimuksen tuloksiin. Vertailutulokset on esitetty kappaleessa 5.

Tutkimuksen analyttisessä osassa sovellettiin komponenttimenetelmän mukaisia laskentamalleja korkeissa lämpötiloissa. Tarkasteltavissa tapauksissa ruuvit sijaitsevat profiililinjan ulkopuolella. Liitosten peruskomponenttien laskennassa otetaan huomioon aiemmista tutkimuksista saadut nurkkien teholliset pituudet, jotka on johdettu myötöviivateorian avulla. Korkeissa lämpötiloissa rakenneteräksen lujuusominaisuuksia heikennetään standardin EN 1993-1-2 (2005) mukaisesti kolmella pienennystekijällä. Nämä parametrit ovat teräksen myötörajan pienennystekijä  $k_{y,\theta}$ , suhteellisuusrajan pienennystekijä  $k_{p,\theta}$  ja kimmokertoimen pienennystekijä  $k_{E,\theta}$ . Ruuville käytetään lämpötilasta riippuvaa lujuuden pienennystekijää  $k_{b,\theta}$ . Tämän osan tulokset on raportoitu kappaleessa 6.

Kappaleessa 6 esitetyn menetelmän ja laskentakaavojen soveltuvuutta rakenneputken jatkosliitoksen kestävyuden ja jäykkyyden laskentaan korkeissa lämpötiloissa on tutkittu kahden sovellusesimerkin avulla. Esimerkeissä on määritetty kahden eri liitoksen kestävyys- ja jäykkyydsarvot tilanteissa, joissa liitokset ovat aksiaalisessa vedossa sekä kaksiaksaalisessa taivutuksessa. Menetelmän soveltuvuutta on arvioitu vertaamalla laskentakaavojen tuloksia kokeellisesti ja numeerisen mallin avulla määritettyihin tuloksiin. Tulokset ja tulosten analyysi on raportoitu kappaleessa 7.

## 1.5 Rajaukset

Tässä työssä käsitellyt kuormat ovat staattisia ja kestävyyttä tarkastellaan pelkästään liitosten osalta. Kuormitusnopeutta ei muuteta, joten dynaamista kuormitusta ei synny. Väsymistä ei niin ikään käsitellä tässä työssä. Yli 400 °C kuumuudessa

hiiliteräksessä tapahtuu myös ajasta riippuvaa jännityksen alaisena tapahtuvaa plastista muodonmuutosta eli virumista. Viruminen on otettu välillisesti huomioon euronormin materiaalimalleissa. Tarkasteltavia liitoksia rasittaa ainoastaan vino taivutus, normaalivoimaa, leikkausta ja vääntöä ei oteta huomioon.

Tämä työ käsittelee vain suorakaiteen muotoisia kylmämuovattuja rakenneputkia, jotka ovat kohtisuorassa päätylevyjä vastaan. Jatkosliitoksen molemmin puolin on samanlainen kaksoissymmetrinen päätylevy ja samanlainen teräsputki. Oletetaan, että hitsit ja puristuskohta eivät deformoidu. Ulukkeelliset päätylevyt on kiinnitetty nurkistaan neljällä lujuusluokan 10.9 ruuvilla. Rakenneputken materiaali on S355J2H ja päätylevyjen S355K2+N. Koekappaleita ei palosuojattu.

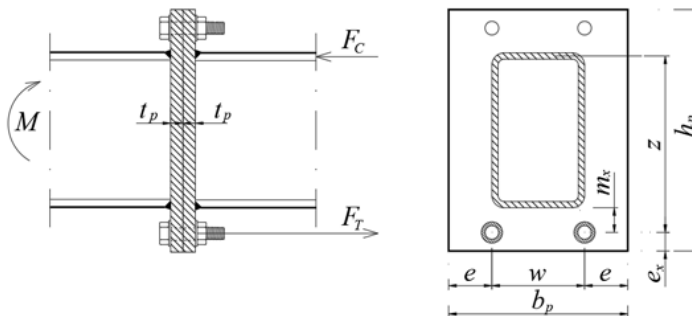
## 2 JATKOSLIITOS JA SEN KOMPONENTTIMALLI HUONEENLÄMPÖTILASSA

Seuraavassa tarkastelussa standardissa EN 1993-1-8 (2005) palkki-pilariliitokselle esitetyistä peruskomponenteista otetaan huomioon vain ne, jotka liittyvät rakenneputkien jatkosliitoksen tarkasteluun. Tämä vähentää peruskomponenttien määrää merkittävästi. Tässä tutkimuksessa tarkastellaan tilannetta, jossa ruuvit sijaitsevat päätylevyn kulmissa. Kulmaruuvien myötömekanismit voidaan tällöin määrittää lähteen Heinisuo et al. (2012) mukaan.

### 2.1 Taivutuskestävyyden mitoitusarvo

Liitoksen ruuvit sijaitsevat poikkileikkauksen profiilinjalla tai sen sisäpuolella kuvion 7 mukaisesti. Ruuvirivi sisältää kaksi ruuvia. Jatkosliitosta kuormittaa taivutusmomentti palkin vahvan akselin ympäri. Taivutusmomentti muodostuu voimaparista, joka jakautuu puristus- ja vetoresultantteihin. Seuraavassa tarkastelussa käsitellään vain liitoksen vetovyöhykettä. Puristusjännitykset välittyvät putkiprofiilin kautta ja profiililla oletetaan olevan riittävä puristuskestävyys. Taivutuskestävyyden tarkastelussa ei myöskään oteta huomioon leikkausvoimakestävyyttä. Näiden oletusten jälkeen jatkosliitoksen deformoituvia peruskomponentteja ovat vedetyt päätylevyt ja vedetyt ruuvit. Muut komponentit kuten esimerkiksi hitsit ja puristetut liitoksen osat oletetaan deformoitumattomiksi.

**Kuvio 7.** Standardin EN 1993-1-8 (2005) mukainen ulokkeellinen päätylevyliitos





Jatkosliitoksissa, joissa on yksi vedetty ruuvirivi, taivutuskestävyyden mitoitusarvo ja murtumismuodot vastaavat standardissa EN 1993-1-8 (2005 kohta 6.2.6.5) ekvivalentille T-osalle esitettyjä kestävyden mitoitusarvoja  $F_{T,Rd}$  ja murtumismuotoja. Jatkosliitoksen päätylevyn ja ekvivalentin T-osan kestävyttä käsitellään tarkemmin kohdassa 2.2.1. Ruuveille kiinnitetyn ulokkeellisen jatkoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  voidaan laskea kaavasta:

$$M_{j,Rd} = z \cdot F_{T,Rd} \quad (2.1)$$

missä:

$F_{T,Rd}$  on ekvivalentin T-osan laipan vetokestävyden mitoitusarvo (kohta 2.2.1),  
 $z$  on vedetyn ruuvin keskipisteen ja putkiprofiilin puristetun osan keskilinjan välinen etäisyys kuvion 7 mukaisesti (momenttivarsi).

Ehtona kaavan 2.1 käytölle on, että liitettävässä sauvassa vaikuttava aksiaalinen voima  $N_{Ed}$  on enintään 5 % ko. sauvan plastisuusteorian mukaisesta poikkileikkauksen aksiaalisen kestävyden mitoitusarvosta  $N_{pl,Rd}$ . Silloin, kun ehto täyttyy, aksiaalista voimaa ei tarvitse oteta huomioon laskennassa. Lisäksi liitoksessa vaikuttavan taivutusmomentin mitoitusarvon  $M_{j,Ed}$  tulee täyttää kaavan 2.2 mukainen ehto.

$$M_{j,Ed}/M_{j,Rd} \leq 1.0 \quad (2.2)$$

Hitsit mitoitetaan kaikissa liitoksissa siten, että liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo  $M_{j,Rd}$  määräytyy aina muiden liitoksen peruskomponenttien kuin hitsien perusteella.

Jatkosliitoksissa, joissa on vähintään kaksi vedettyä ruuviriviä, liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo voidaan laskea kaavasta (EN 1993-1-8, 2005 kaava 6.25):

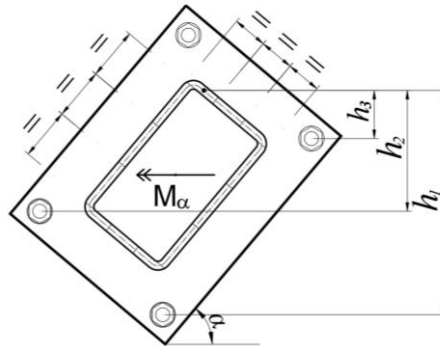
$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{r,T,Rd} \quad (2.3)$$

missä:

$F_{r,T,Rd}$  on ruuvirivin  $r$  ekvivalentin T-osan laipan vetokestävyden mitoitusarvo,  
 $h_r$  on ruuvirivin  $r$  ja putkiprofiilin puristetun osan keskilinjan välinen etäisyys,  
 $r$  on ruuvirivin numero.

Jatkosliitoksen kestävyys voidaan määrittää myös kaksiaksiaalisen taivutuksen tapauksessa, jolloin liitosta rasittava taivutusmomentti vaikuttaa kulmassa  $\alpha$  liitoksen ja putkiprofiilin pääakseleihin nähden. Tarkastellaan tilannetta, jossa ruuvit sijaitsevat päätylevyn kulmissa. Tällöin liitoksen puristetut ja vedetyt alueet määritetään laskennallisesti. Tämä voidaan tehdä rakenneanalyysiohjelman avulla tai esimerkiksi Excel-taulukkolaskentaohjelman avulla ratkaisemalla kuormitetun liitoksen tasapaino- ja yhteensopivuusehdot. Kun liitoskomponenttien kestävyys- ja jäykkyysominaisuudet tunnetaan, tarkasteltavassa kuormitusstilanteessa puristettuna ja vedettynä toimivat liitoskomponentit voidaan määrittää. Kuviossa 8 on esitetty periaatekuva kaksiaksiaalisessa taivutuksessa olevasta jatkosliitoksesta.

**Kuvio 8.** Liitos kaksiaksiaalisessa taivutuksessa, missä  $h_r$  on ruuvirivin  $r$  ja putkiprofiilin puristetun osan keskikohdan välinen etäisyys



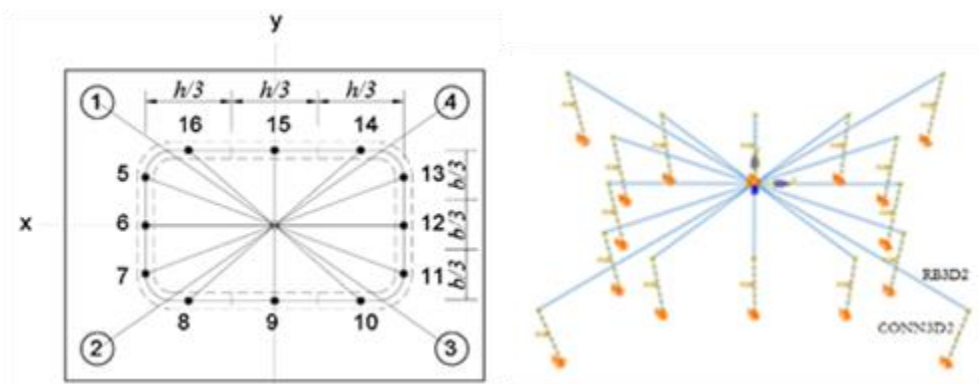
Tässä tutkimuksessa puristetut ja vedetyt komponentit sekä niiden sijainnit ratkaistaan kolmiulotteisella komponenttimallilla käyttäen ABAQUS/Standard CAE ohjelmiston versiota 6.13–3 (Abaqus Analysis User's Manual Volyme IV). Ajatus standardissa SFS-EN 1993-1-8 (2005) esitetyn komponenttimenetelmän laajentamista kolmiulotteiseksi liitosanalyysiksi syntyi Ville Laineen diplomityöstä (2007), jossa kehitettiin rakenneputken pohjalevyliitoksen komponenttipohjainen huoneenlämpötilassa tehtäviin tarkasteluihin soveltuva malli.

Tässä tutkimuksessa oletetaan, että ruuvit välittävät liitoksessa vaikuttavat vetovoimat ja puristusjäännitykset välittyvät teräsputkiprofiilin kautta. Putkipoikkileikkaus jaetaan pituus- ja leveysuunnassa samansuuruisiin osiin (kuvio 9). Mitä useampaan osaan profiilin puristettu pinta jaetaan, sitä tarkemmin puristuskeskiön todellinen sijainti voidaan määrittää.

Jäykkä taso tuetaan jousilla. Jousien ylä- ja alasolmut sijoitetaan siten, että vetokomponenttien solmut (nro 1 – nro 4) sijoitetaan ruuvien keskipisteisiin ja puristuskomponenttien solmut (nro 5 – nro 16) puristettujen osien keskipisteisiin.

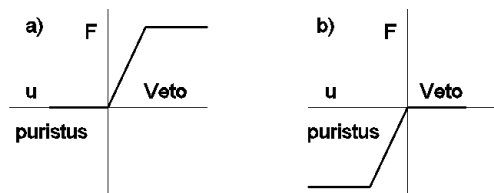
Komponenttien pituudella ei ole merkitystä, koska jousien jäykkyys ja kestävyys voidaan antaa geometriatietoja. Ylä- ja alaosmut yhdistetään Abaquksen *connector*-tyyppeillä translaatiojousilla (CONN3D2). Jousien alapäihin asetetaan pallonivelet nousun estämiseksi. Jäykkä taso muodostetaan RB3D2-elementeillä. Jäykät linkit solmujen yläpäistä leikkaavat toisensa liitoksen keskisolmussa. Taso pysyy tasona, mutta liitos pääsee kiertymään, kun liitosta rasittaa keskikohtaan sijoitetut pääakselien suuntaiset taivutusmomentit  $M_x, M_y$  (kaksiakselinen taivutus). Tason siirtymä x- ja y-suunnissa (vertaa kuvio 9) sekä vääntöä vastaava kiertymä liitoksen keskipisteen suhteen on estetty reunaehtoien avulla.

**Kuvio 9.** 3D -komponenttimallin periaate



Liitoksen mallissa liitoksen eri osia kuvaavilla *connector*-elementeillä on tietyt jäykkyys- ja lujuusominaisuudet, jotka riippuvat osan materiaaliominaisuuksista. Komponenttien voima-siirtymäkäyttäytyminen määritellään kuvion 10 mukaisilla murtoviivoilla. Puristuspuolen komponentit ajatellaan tarkasteluissa täysin jäykiksi. Käytännössä tämä toteutettiin asettamalla puristusjousien jousivakio (jäykkyys) 1000-kertaiseksi vetojousien jousivakioon verrattuna.

**Kuvio 10.** Jousien voima-siirtymäkuvaajat (kimmoinen ideaaliplastinen malli): a) ainoastaan vetoa, b) ainoastaan puristusta

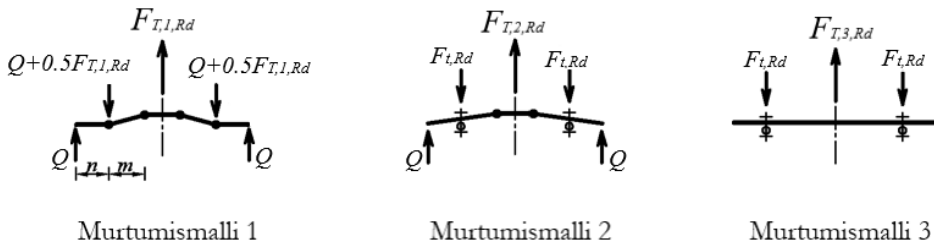


## 2.2 Jatkosliitoksen laipan kestävyys

### 2.2.1 Laipan ekvivalentin T-osan murtumismalli ja kestävyys

Päätylevyn taivutuskestävyyttä voidaan arvioida määrittämällä liitoksen kestävyys laipan ekvivalentin T-osan avulla. Päätylevyliitoksella on standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaan kolme mahdollista murtumismallia, jotka on esitetty kuviossa 11. Päätylevyn taipuminen aiheuttaa vipuvaikutuksen, josta aiheutuu ruuveille lisärasituksia. Vipuvoimia syntyy myös pilarien ja palkkien välisissä ruuviliitoksissa sekä palkkien jatkoksissa, ja ne tulee ottaa huomioon liitosten suunnittelussa. Taulukossa 2 on esitetty standardin EN 1993-1-8 (2005, taulukko 6.2) mukaiset kaavat T-osan eri murtumismalleja vastaavien kestävyuden mitoitusarvojen  $F_{T,Rd}$  määrittämiseksi.

**Kuvio 11.** Ruuveilla kiinnitetyn T-osan murtumismallit (sov. Wald F., 2007 s.44).



Murtumismallissa 1 T-osan laippaan syntyy neljä plastista niveltä ja täysi mekanismi, mitä tilannetta vastaa kestävyuden mitoitusarvo  $F_{T,1,Rd}$ . Kaksi myötöniveltä muodostuu ruuvien keskilinjan kohdalle johtuen vipuvoimasta  $Q$  ja kaksi myötöniveltä syntyy T-osan laipan ja uuman yhtymäkohtaan, yksi uuman molemmille puolille. Tässä tapauksessa ruuvivoima on vipuvoiman  $Q$  ja jakautuneen ulkoisen kuorman summa. Tämä murtumismalli on tyypillinen ohuille päätylevyille. Murtumismalli 1:n menetelmässä 2 oletetaan, että ruuvien kautta T-osan laippaan vaikuttava voima jakaantuu tasaisesti aluslaatan, ruuvien kannan tai mutterin alla tapauksesta riippuen. Taulukon 2 kaavassa esiintyvä mitta  $e_w$  on neljäsosa aluslaatan halkaisijasta, tai ruuvien kannan tai mutterin avainvälistä.

Murtumismallissa 2 ruuvi murtuu samanaikaisesti, kun laippa samalla myötää. T-osan laipan ja uuman yhtymäkohtaan syntyy kaksi plastista myötöniveltä, yksi uuman molemmille puolille. Tätä tilannetta vastaa kestävyuden mitoitusarvo  $F_{T,2,Rd}$ . Päätylevyn taipuminen aiheuttaa vipuvaikutuksen, josta syntyy ruuveihin

lisärasituksia. Murtuminen tapahtuu ruuvien vetokestävyyden ylittyessä ennen kuin laippaan muodostuu täysi mekanismi ja myötömekanismi muuttuu määrääväksi.

Ruuvien venymäpituus määrittelee sen, syntykö liitokseen vipuvoimia. Murtumismallissa 1–2 T-osa myötää ilman, että vipuvoimia ei synny ( $F_{T,1-2,Rd}$ )

Murtumismallissa 3 rakenne murtuu ruuvien murtuessa ja tilannetta vastaa kestävyuden mitoitusarvo  $F_{T,3,Rd}$ . Tässä tapauksessa liitoksen murtuminen johtuu ainoastaan ruuvien vetokestävyyden ylittymisestä.

**Taulukko 2.** Laipan ekvivalentin T-osan kestävyuden mitoitusarvo  $F_{T,Rd}$  (EN 1993-1-8, 2005, taulukko 6.2). Parametrit  $n$  ja  $m$  ovat kuvion 11 mukaisia suureita.  $l_{eff,i}$  on murtumismallin mukainen laipan tehollinen pituus.

Murtumis- malli	Vipuvoimia voi syntyä, jos $L_b \leq L_b^*$		Vipuvoimia ei synny
	Menetelmä 1	Menetelmä 2 (vaihtoehtoinen malli)	
1	$F_{T,1,Rd} = \frac{4m_{pl,Rd} l_{eff,1}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)m_{pl,Rd} l_{eff,1}}{2mn - e_w(m+n)}$	$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2m_{pl,Rd} l_{eff,1}}{m_x}$
2	$F_{T,2,Rd} = \frac{2m_{pl,Rd} l_{eff,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m+n}$		
3	$F_{T,3,Rd} = 2F_{t,Rd} = \frac{1.8f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}}$		ruuvirivi sis.2 ruuvia

Tapauksissa, joissa vipuvoimia voi syntyä, T-osan laipan vetokestävyyden mitoitusarvoksi  $F_{T,Rd}$  valitaan pienin kolmea mahdollista murtumismuotoa 1, 2 ja 3 vastaavista arvosta (ks. taulukko 2).

$$F_{T,Rd} = \min (F_{T,1,Rd}, F_{T,2,Rd}, F_{T,3,Rd}) \quad (2.4)$$

Murtumismalleissa 1 ja 2 T-osan plastinen momentti pituusyksikköä kohti [Nmm/mm] lasketaan kaavalla 2.5. Osavarmuuslukujen  $\gamma_M$  arvot esitetään standardin EN 1993-1-1 (2005) kansallisessa liitteessä ja rakennneosien kestävyydelle annettu luku on  $\gamma_{M0} = 1.0$ .

$$m_{pl,Rd} = t_p^2 f_y / 4 \gamma_{M0} \quad (2.5)$$

Vipuvoimia voi syntyä standardi EN 1993-1-8 (2005) mukaan, jos ruuvin venymäpituus  $L_b$  on pienempi tai yhtä suuri kuin kriittinen venymäpituus  $L_b^*$ .

$$L_b \leq L_b^* = 8.8 m^3 A_s / (\ell_{eff,1} t_p^3) \quad (2.6)$$

missä:

$m$  on ruuvireiän keskipisteen ja profiilin ulkoreunan välinen kohtisuora etäisyys,

$A_s$  on ruuvin jännityspoikkipinta-ala,

$\ell_{eff,1}$  on T-osan tehollinen pituus,

$t_p$  on päätylevyn paksuus.

$L_b$  on ruuvin venymäpituus (palkki-pilariliitoksissa), jonka arvoksi valitaan liitettävien materiaalien ja aluslaattojen yhteenlaskettu paksuus lisättynä arvolla, joka on puolet ruuvin kannan ja mutterin yhteenlasketusta paksuudesta. Jatkosliitoksessa venymäpituutena käytetään vastaavan palkki-pilariliitoksen venymäpituuden puolikasta, koska keskitaso ajatellaan jäykäksi:

$$L_b = 0.5 \cdot [2t_{levy} + 2t_{aluslaatta} + (0.5t_{kanta} + 0.5t_{mutteri})] \quad (2.7)$$

Yksittäisen ruuvin vetokestävyyden mitoitusarvo huoneenlämpötilassa  $F_{t,Rd}$  määritetään standardin EN 1993-1-8 (2005) taulukon 3.4 mukaan:

$$F_{t,Rd} = 0.9f_{ub}A_s/\gamma_{M2} \quad (2.8)$$

missä:

$A_s$  on ruuvin jännityspoikkipinta-ala,

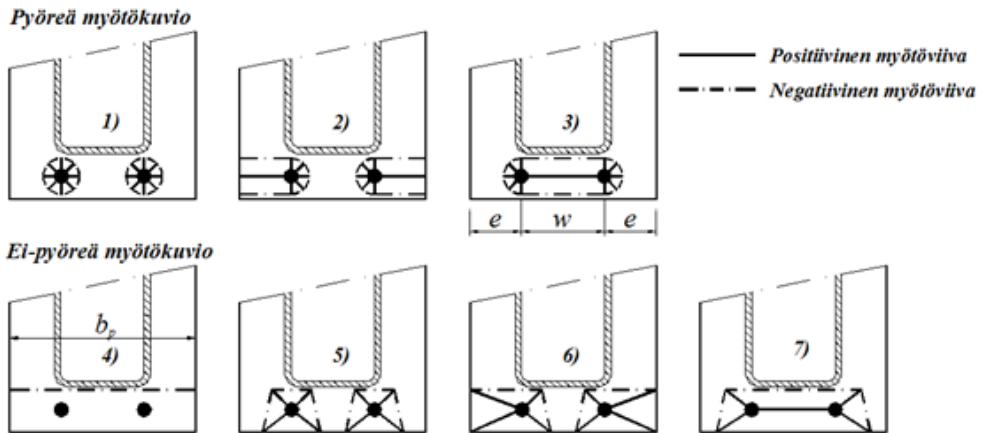
$f_{ub}$  on ruuvin vetomurtolujuus (EN 1993-1-8, 2005 taulukko 3.1),

$\gamma_{M2}$  on materiaalin osavarmuusluku.

## 2.2.2 Päätylevyn teholliset leveydet

Laipan ekvivalentin T-osan tehollinen pituus  $\ell_{eff}$  määritetään standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaan päätylevyn pyöreille ( $\ell_{eff,cp}$ ) ja ei-pyöreille ( $\ell_{eff,nc}$ ) myötökuviolle, jotka lasketaan taulukon 3 kaavojen mukaan. Kuviossa 12 on esitetty seitsemän standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaista myötökuviota, jotka voivat muodostua ulokkeelliseen päätylevyyn.

**Kuvio 12.** Standardin EN 1993-1-8 (2005 s.87) mukaiset myötökuviot ja niiden teholliset pituudet



**Taulukko 3.** Standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaiset päätylevyn tehollisten pituuksien kaavat

	Ruuviriviä tarkastellaan yksittäisenä ruuvirivinä	
	Pyöreä myötökuvio $l_{eff,cp}$	Ei-pyöreä myötökuvio $l_{eff,nc}$
Pienin arvoista:	$l_1 = 2\pi m_x$ $l_2 = \pi m_x + w$ $l_3 = \pi m_x + 2e$	$l_4 = \frac{b_p}{2}$ $l_5 = 4m_x + 1.25 e_x$ $l_6 = e + 2m_x + 0.625 e_x$ $l_7 = 0.5w + 2m_x + 0.625 e_x$
Murtumismalli 1	$l_{eff,1} = \min(l_1, l_2, l_3, l_4, l_5, l_6, l_7)$	
Murtumismalli 2	$l_{eff,2} = \min(l_4, l_5, l_6, l_7)$	

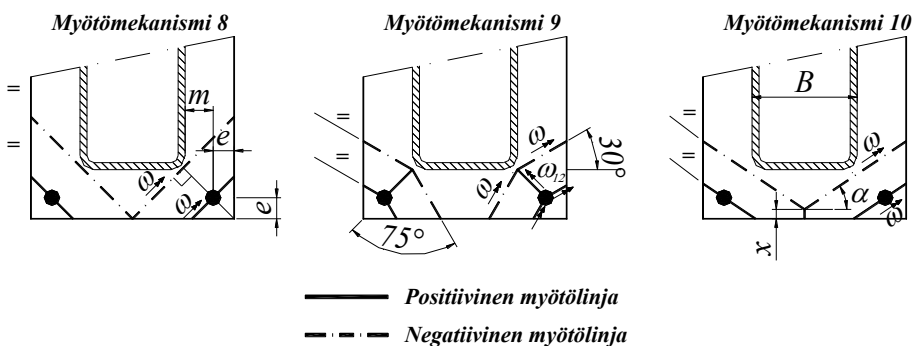
### 2.2.3 Päätylevyn myötääminen käyttäen nurkkamekanismeja

Tutkittavassa tapauksessa ruuvirivi sijaitsee jatkosliitoksen päätylevyn kulmissa putkiprofiilin seinälinjojen ulkopuolella. Myötöviivan plastinen muodonmuutos tapahtuu ainoastaan myötömomentin taivutuskomponentin johdosta, sillä leikkausvoiman arvo ja vääntövoiman tekemä työ laatan taipuessa on nolla ja tukireaktiot käsitellään ulkoisina voimina.

Standardi EN 1993-1-8 (2005) ei esitä murtumismalleja tai kestävyysmitoitussarvoja sellaisille päätylevyn tapauksille, joissa ruuvit sijaitsevat rakenneputken seinälinjojen ulkopuolella. Wheeler (1997), Wald et al. (2000), Laine (2007) ja Heinisuo et al. (2012) ovat tutkineet taivutettuja suorakaideputkien päätylevyliitoksia. Edellä esitetyissä tutkimuksissa käytetyt myötömekanismit on esitetty kuvioissa 13 ja 14. Myötömekanismi 8 on esitetty tutkimuksessa Wald et al. (2000), myötömekanismi 9 tutkimuksessa Laine (2007) ja myötömekanismi 10 tutkimuksessa Wheeler (1997). Heinisuo et al. (2012) on johtanut näitä nurkkamekanismeja vastaavat päätylevyn teholliset pituudet, joita sovelletaan tässä tutkimuksessa. Murtumismalleja 1 ja 2 vastaavat tehollisten pituuksien kaavat on esitetty taulukoissa 4 ja 5.

Murtumismallia 1 vastaavassa tilanteessa vipuvoima on täysin kehittynyt ja laippa myötää täydellisesti. Ekvivalentin T-osan laipan vetokestävyysmitoitussarvo  $F_{T,1,Rd}$  määritetään käyttäen kuvion 13 mukaista tehollista pituutta, joka voidaan määrittää taulukon 4 kaavoilla.

**Kuvio 13.** Murtumismallin 1 mukaiset kulmaruuvien teholliset pituudet (Heinisuo et al. 2012)



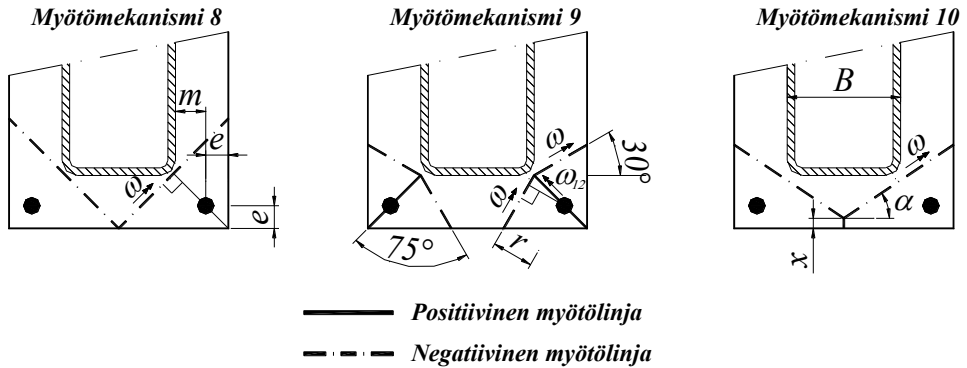
**Taulukko 4.** Murtumismalliin 1 liittyvät päätylevyn nurkkamekanismien tehollisten pituuksien kaavat (Heinisuo et al. 2012)

	Ei-pyöreä myötökuvio $\ell_{eff,nc}$
Pienin arvoista:	$\ell_8 = m_x + 2e_x$ $\ell_9 = \frac{(7 - \sqrt{3})m_x + 8e_x}{(3 + \sqrt{3})} = 1.1132m_x + 1.6906e_x$ $\ell_{10} = \frac{1}{2(\sin\alpha + \cos\alpha)} \left[ \frac{B}{2} \cos\alpha + m \cdot \left( \frac{1}{\cos\alpha} + \sin\alpha \right) + e \cdot \left( \frac{2}{\cos\alpha} + \frac{1}{\sin\alpha} + \sin\alpha \right) \right]$
Murtumismalli 1	$\ell_{eff,1} = \min(\ell_8, \ell_9, \ell_{10})$



Murtumismalli 2 vastaa tilannetta, jossa ruuvi murtuu samanaikaisesti kuin päätylevy myötää. Päätylevyyn syntyy kaksi plastista myötöniveltä. Ruuvien vetokestävyys ylittyy, ennen kuin T-osaan ehtii kehittyä myötömekanismi. Liitoksessa saattaa esiintyä vipuvoimia. Tilannetta vastaava ekvivalentin T-osan laipan vetokestävyuden mitoitusarvo on  $F_{T,2,Rd}$ . Kuviossa 14 esitettyjä myötömekanismia vastaavat teholliset pituudet on esitetty taulukossa 5.

**Kuvio 14.** Murtumismallin 2 mukaiset kulmaruuviin teholliset pituudet (Heinisuo et al. 2012)



**Taulukko 5.** Murtumismalliin 2 liittyvät päätylevyn nurkkamekanismien tehollisten pituuksien kaavat (Heinisuo et al. 2012)

	Ei-pyöreä myötökuvio $l_{eff,nc}$
Pienin arvoista:	$l_8 = 2(m_x + e_x)$ $l_9 = \frac{(7 - \sqrt{3})(m_x + e_x)}{\sqrt{6} \sin 75^\circ} \approx 2.23(m_x + e_x)$ $l_{10} = \frac{(\alpha_1 x^2 + \alpha_2 x + \alpha_3)}{b_b/2 - x}$ $\alpha_1 = \frac{b_p}{B} - 1 \quad \alpha_2 = \frac{3b_p}{2} - \frac{B}{2} - \frac{b_p^2}{B} \quad \alpha_3 = \frac{b_p^3}{4B} - \frac{b_p^2}{2} + \frac{b_p B}{2}$
Murtumismalli 2	$l_{eff,2} = \min(l_8, l_9, l_{10})$

## 2.3 Kiertymisjäykkyys

Standardin EN 1993-1-8 (2005) luvun 6.3 mukaan liitoksen kiertymisjäykkyys  $S_j$  [kNm/mrad] määritetään liitoksen peruskomponenttien joustavuuden perusteella. Edellyttäen, että liitettävän sauvan aksiaalista voimaa ei oteta huomioon ja kaava 2.2 on voimassa palkin jatkoksen kiertymisjäykkyys  $S_j$  voidaan laskea kaavasta:

$$S_j = E_a z^2 k_{eff} / \mu \quad (2.9)$$

missä:

$E_a$  on teräksen kimmokerroin tai kimmomoduuli [210000 MPa=N/mm<sup>2</sup>],

$z$  on momenttivarsi [mm],

$k_{eff}$  on ruuvirivin tehollinen jäykkyystekijä [mm],

$\mu$  on jäykkyysuhde.

Jäykkyysuhde  $S_{j,ini}/S_j$  lasketaan seuraavasti:

$$\mu = 1 \quad \text{jos } M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd} \quad (2.10)$$

$$\mu = (1.5 M_{j,Ed} / M_{j,Rd})^\psi \quad \text{jos } 2/3 M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} \quad (2.11)$$

$S_{j,ini}$  on liitoksen alkujäykkyys lineaarisella alueella. Muuttujalle  $\psi$  annetaan arvo standardissa EN 1993-1-8 (2005) riippuen liitoksen kiinnitystavasta. Liitokset, joissa päätylevy kiinnitetään ruuveilla tekijän  $\psi = 2.7$ .

Ruuvirivin tehollinen jäykkyystekijä:

$$k_{eff} = 1 / (1/k_5 + 1/k_{10}) \quad (2.12)$$

Päätylevyn taivutus  $k_5$  ja ruuvin veto  $k_{10}$  lasketaan seuraavasti:

$$k_5 = 0.9 \ell_{eff} t_p^3 / m^3 \quad (2.13)$$

$$k_{10} = 1.6 A_s / L_b \quad (2.14)$$

Ruuveilla kiinnitetyille päätylevyliitoksille, joissa on vähintään kaksi vedettyä ruuviriviä, liitoksen kiertymisjäykkyys  $S_{j,ini}$  määritetään standardin EN 1993-1-8 (2005) kohdan 6.3.3 mukaan. Jokaiselle ruuviriville  $r$  lasketaan tehollinen jäykkyystekijä  $k_{eff,r}$  (kaava 2.16). Näiden tekijöiden avulla voidaan laskea liitoksen ekvivalentti momenttivarsi  $z_{eq}$  (kaava 2.17), minkä jälkeen ruuviriveihin liittyvät jäykkyystekijät yhdistetään liitoksen ekvivalentiksi jäykkyystekijäksi  $k_{eq}$  (kaava 2.18). Edellyttäen, että liitettävän sauvan aksiaalinen voima  $N_{Ed}$  on enintään 5 % sen poikkileikkauksen normaalivoimakestävyyden mitoitusarvosta  $N_{pl,Rd}$  ja, että jatkoksessa vaikuttava momentti  $M_{j,Ed}$  on enintään liitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvon  $M_{j,Rd}$  suuruinen, voidaan jatkosliitoksen kiertymisjäykkyys  $S_{j,ini}$  laskea riittäväällä tarkkuudella kaavasta 2.15.

$$S_{j,ini} = E_a z_{eq}^2 / (1/k_{eq}) \quad (2.15)$$

$$k_{eff,r} = 1 / (\sum_i (1/k_{i,r})) \quad (2.16)$$

$$z_{eq} = \sum_r k_{eff,r} h_r^2 / \sum_r k_{eff,r} h_r \quad (2.17)$$

$$k_{eq} = \sum_r k_{eff,r} h_r / z_{eq} \quad (2.18)$$

# 3 KOKEELLINEN TUTKIMUS

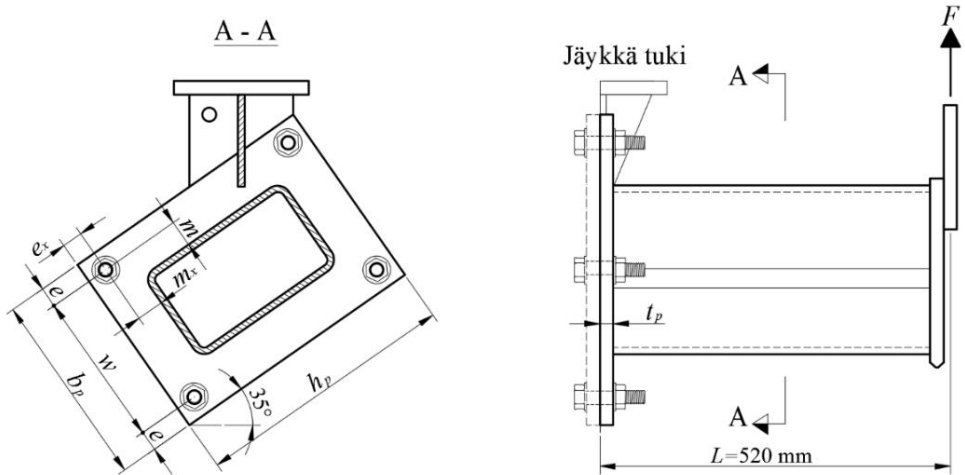
## 3.1 Koeohjelma

Tutkimuksen kokeellisessa osassa selvitettiin kahden polttokokeen avulla jatkosliitoksen toimintaa kaksiaksisessa taivutusrasituksessa ja standardipalorasitukselle altistettuna (Ronni & Heinisuo, 2012). Kokeet toteutettiin Tampereen teknillisen yliopiston palolaboratoriossa. Kokeet kuuluivat suurempaan koesarjaan, jonka avulla tutkittiin standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetyn komponenttimenetelmän soveltuvuutta liitosten kolmiulotteiseen analyysiin. Polttokokeissa testattujen kahden liitoskoekappaleen rakenne vastasi kahta aiempaa huoneenlämpötilassa testattua koekappaletta (Pertola & Heinisuo, 2011). Huoneenlämpötilassa tehdyissä kokeissa vino taivutusrasitus oli toteutettu kolmipistetaitvutuskokeena. Polttokokeiden keskeinen tavoite oli selvittää ruuvien sijainnin vaikutusta päätylevyn käyttäytymiseen ja ainoa ero kahden koekappaleen välillä oli päätylevyn paksuus ( $t_p$ ). Kokeissa mitattiin kuormitettujen liitoskoekappaleiden lämpötilaa ja siirtymiä. Tulosten avulla voitiin määrittää koekappaleen lämpötila ajan funktiona sekä liitososien siirtymä lämpötilan funktiona. Kokeiden tulosten vertailu antoi myös tietoa liitosten murtomekanismista ja tuloksia oli mahdollista verrata huoneenlämpötilassa tehtyjen kokeiden tuloksiin. Kokeet kuvattiin digikameralla ja videoitiin.

## 3.2 Koekappaleet ja niiden materiaaliominaisuudet

Koekappale muodostui kahdesta esivalmistetusta osasta (kuvio 15). Kylmämuovatus suorakaideputken CFRHS 250x150x12.5 (S355J2H) toiseen päähän oli valmistajan toimesta hitsattu ulokkeellinen päätylevy ja toisen pään tukilevyyn reiällinen nostolevy. Osista muodostettiin jatkosliitos ruuvaamalla päätylevy neljällä ruuvilla toisiinsa. Kaksiaksisissa taivutuskokeissa kuorman suunnan ja putken heikon akselin välinen kulma oli 35 astetta. Valmiiksi hitsatut teräsosat toimitti Rautaruukki Oyj ja ne koottiin Tampereen teknillisen yliopiston (TTY) palolaboratoriossa.

**Kuvio 15.** Periaatepiirros koekappaleen esivalmisteisesta osasta



Putken toimittajan (Oy Kontino Ab) antama putken mitattu myötöraja  $R_{eH}$  oli 514 N/mm<sup>2</sup> ja murtoraja  $R_m$  oli 545 N/mm<sup>2</sup>.

Päätylevyjen nimelliset mitat olivat leveys  $b_p = 290$  mm ja korkeus  $h_p = 390$  mm ja materiaali S355K2 + N (EN 10025-2:2004). Koekappaleet on yksilöity TE1\* (mitattu  $t_p = 11.0$  mm) ja TE3\* (mitattu  $t_p = 20.3$  mm). Molempien päätylevyjen paksuus mitattiin neljästä kohtaa. Päätylevyjen ulottuvuudet ja valmistajan antamat materiaaliominaisuuksien lujuusarvot on annettu taulukossa 6.

**Taulukko 6.** Päätylevyjen ominaisuudet

KOE	$t_p$ [mm]	$h_p$ [mm]	$b_p$ [mm]	$m_x = m$ [mm]	$e_x$ [mm]	$w$ [mm]	$R_{eff}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	A5 %
TE1*	11.0	290	390	40	30	230	429	582	24
TE3*	20.3	290	390	40	30	230	380	564	26

Päätylevyt liitettiin toisiinsa pinnoittamattomilla täysikierteisillä M20x70 lujuusluokaltaan 10.9 kuusioruuveilla (DIN 933, toimittaja Würth Oy). Ruuvien kannan korkeus oli 12.5 mm. Ruuvireikien halkaisija oli 22 mm. Molemmissa kokeissa ruuvien keskikohdan reunaetäisyys  $e_x = e$  oli 30 mm ja kohtisuora etäisyys  $m_x = m$  suorakaideputkesta 40 mm.

Kuvion 16 valokuva esittää kokeessa käytettyä ruuvia muttereineen ja aluslaattoineen. Mutterit olivat lujuusluokaltaan ruuveja vastaavia pinnoittamattomia kuusiomuttereita (DIN 934/10), joiden korkeus oli 16 mm ja avainväli 30 mm. Pyöreät sinkityt aluslaatat (2 kpl/ ruuvi) olivat paksuudeltaan 3 mm (DIN 125) ja

halkaisijaltaan 36 mm. Ruuveihin asetettiin 400 Nm esikiristysmomentti kiristämällä muttereita kalibroidulla momenttiavaimella (SFS-EN 1090-2 HL2 luokka).

**Kuvio 16.** Jatkosliitoksessa käytetyt ruuvi, mutteri ja aluslaatat



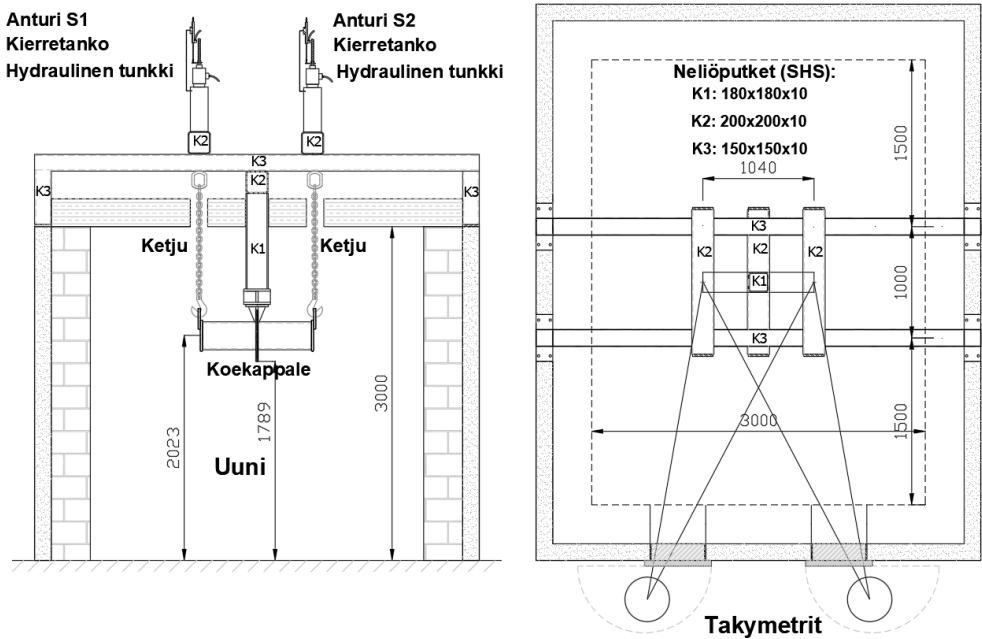
Kolmelle satunnaisesti valitulle ruuville tehtiin vetokoe. Ruuveja vedettiin 1000 kN tunkilla, johon oli liitetty voima-anturi. Kokeet antoivat keskimääräiseksi ruuvien vetokestävyudeksi 277.7 kN, jota vastaa murtolujuus 1133 MPa, kun ruuvin nimellinen jännityspinta-ala (pinta-ala kierteiden kohdalla) on 245 mm<sup>2</sup>.

### 3.3 Koe- ja kuormitusjärjestely

Kuviossa 17a esitetään kuormituskehän kiinteä runko, joka oli rakennettu polttokoeuunin päälle neliöputkesta. Kuormituskehän rakenne ja rakenneosat sekä kehään kiinnitetyt hydrauliset tunkit (450 kN maksimivoima) on esitetty kuviossa 17. Koekappale on kytketty kuormituskehään neliöputken K1 välityksellä. Koekappaleen ja neliöputken välinen päätylevyliitos on toteutettu neljällä ruuvilla ja liitos voidaan katsoa jäykäksi (Kuvio 18). Koekappaletta kuormitetaan vetämällä ketjuista, jotka on kiinnitetty koekappaleen ulokkeellisiin päihin hitsattuihin 20 mm paksuihin nostolevyihin. Ketjujen toiset päät kiinnittyvät uunin yläpuolella oleviin tunkkeihin, jotka on tuettu kuormituskehään. Ketjujen nostoväli on 1040 mm. Neliöputki K1 sekä ketjut suojattiin lämmöneristeellä niiden lämpötilan noususta aiheutuvan lämpölaajenemisen ja venymän minimoimiseksi. Kuvion 19 valokuvissa on esitetty liitoskoekappale, ketjut sekä lämmöneristys. Nostoketjut sallivat koekappaleen päiden vaakasuuntaisen liikkeen. Tällä koejärjestelyllä estettiin lämpölaajenemisesta aiheutuvan aksiaalisen puristusvoiman syntyminen liitokseen. Kuviossa 20 on esitetty valokuvia kuormituskehän uunin yläpuolisesta rakenteesta sekä kuormitusjärjestelyn detaljeista.

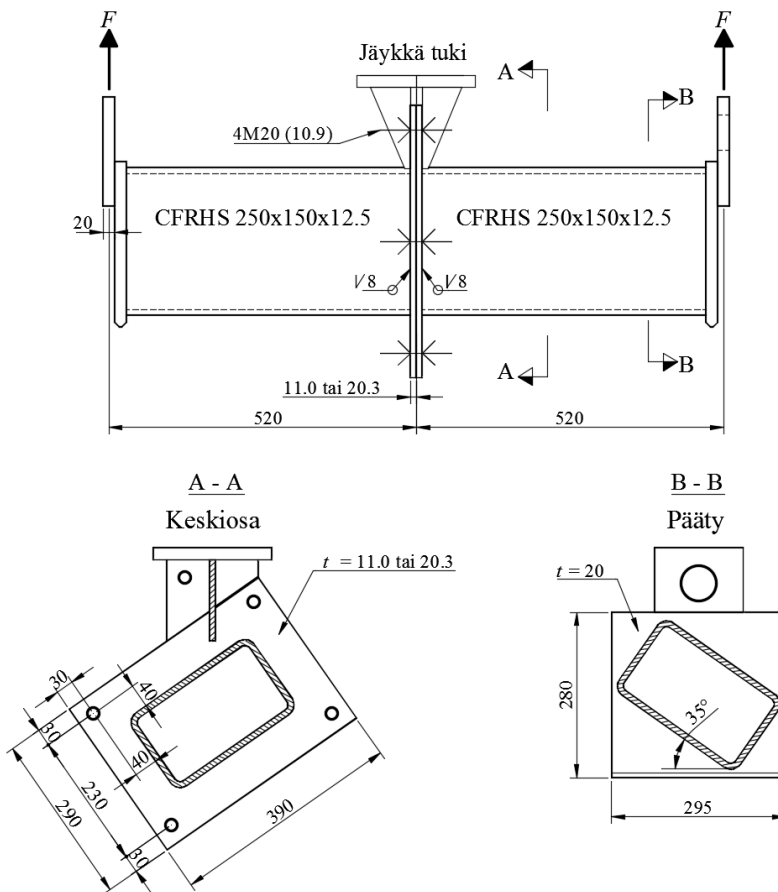
Kuviossa 17 on esitetty periaatekuvio koejärjestelystä uunissa. Polttokoeuunin sisämitat ovat; leveys 3000, pituus 4000 ja korkeus 3000 mm. Uunin seinämät on rakennettu tulenkestävästä tiilestä (B&W K-26 tiheys  $770 \text{ kg/m}^3$ ) ja katto Siporex -laatoista. Uunissa on 12 kaasupoltinta, joiden kunkin maksimiteho on 250 kW. Polttoaineena käytettiin propanikaasua. Uunin yhteen seinään rakennettiin kaksi luukkuja, joiden vapaan aukon korkeus oli 330 ja leveys 550 mm. Luukut aukaistiin siirtymämittauksen ajaksi ja siirtymät mitattiin takymetreillä molemmista luukuista samanaikaisesti.

**Kuvio 17.** Periaatepiirros polttokoejärjestelystä



Koekappaleen periaatepiirros on esitetty kuviossa 18 Päätylevyt oli hitsattu putkeen valmistajan toimesta 8 millimetrin puoli v-hitsillä käyttäen ESAB:n mangaaniipiseosteista umpilankaa OK AristoRod™ 12.50. Puhtaan hitsiaineen tyypillinen (suojakaasu  $80\text{Ar} + 20\text{CO}_2$ ) myötöraja on  $470 \text{ N/mm}^2$  ja murtolujuus  $560 \text{ N/mm}^2$ .

**Kuvio 18.** Koekappaleen periaatepiirros



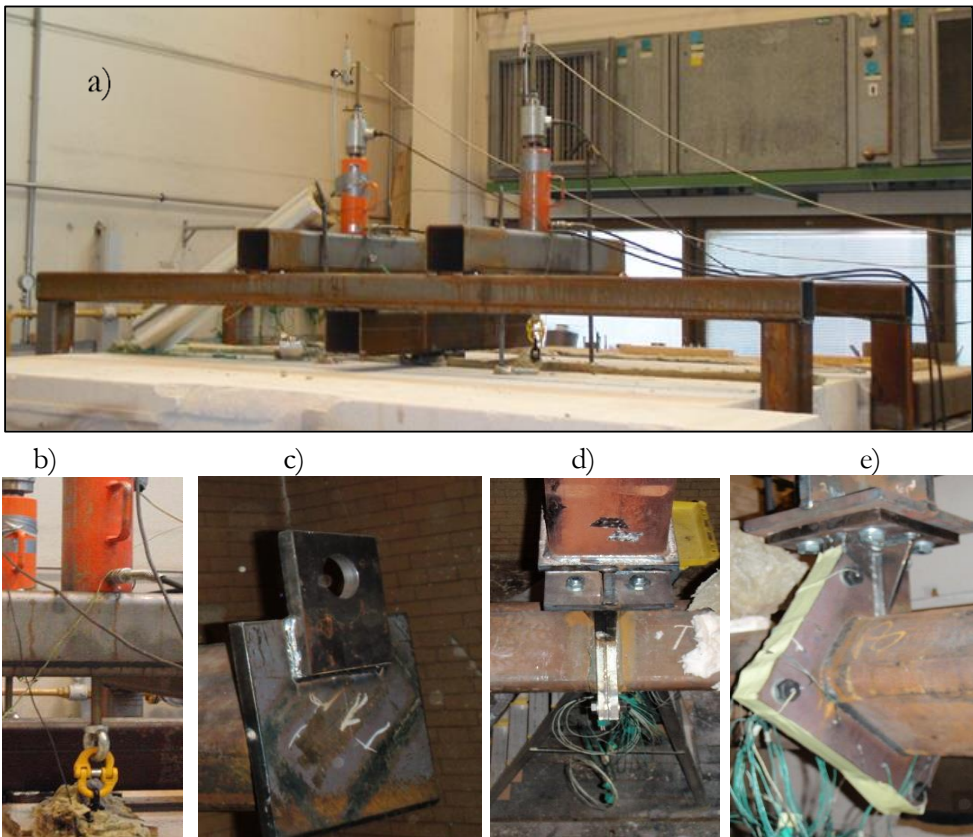
Kuorman nostamiseen käytettiin 13 mm hyväksytyjä 650 mm pitkiä nostoketjuja, joissa oli 16 mm lenkit. Ketjun toisessa päässä oli M24 kierteinen nostosilmukka. Nostoketjujen raksit (koukku ja sakkeli) kiinnitettiin koekappaleen nostolevyissä oleviin reikiin. Nostoketjut suojattiin ennen asennusta 30 mm verkkovahvistetulla alumiinilaminaattipäällysteisellä kivivillamatolla. Lisäksi nostoketjut sekä putkiprofiili K1 suojattiin keraamisella 13 millimetrin eristyshuopakerroksella (1260 Ceramic Fiber Blanket, tiheys 128 kg/m<sup>3</sup>) kuvion 19 mukaisesti.



**Kuvio 19.** Palovillalla suojatut nostoketjut ja keskituki sekä nostoketju



**Kuvio 20.** Kuormitusjärjestelyn yksityiskohtia: a) Kuormituskehän uunin yläpuolella oleva rakenne sekä kuormitusjärjestely, b) ketjun kiinnitys tunkkiin, c) koekappaleen ulokepään kiinnitetty nostolevy ketjun kiinnitystä varten sekä d) ja e) koekappaleen kiinnitys neliöputkeen K1.



## 3.4 Instrumentointi

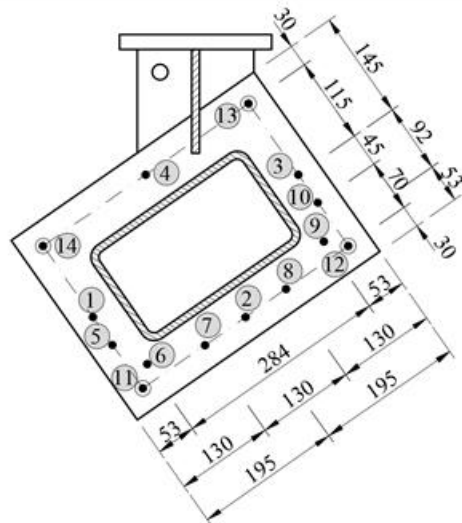
### 3.4.1 Uunin lämpötila

Kokeessa noudatettiin rakennusosien yleisiä palonkestävyyden testauksen vaatimuksia, jotka esitetään standardissa SFS-EN 1363-1 (2000). Koeuunin lämpötilan mittaus suoritettiin kuudella levytermoelementeillä. Ne sijoitettiin vähintään 450 etäisyydelle uunin seinistä ja katosta. Lisäksi neljä levylämpömittaria sijoitettiin 150 millimetrin etäisyydelle koekappaleesta ja pidettiin tällä etäisyydellä koko kokeen ajan. Täten saatiin mitattua keskimääräinen lämpötila koekappaleen läheisyydessä. Uunin lämpötila mitattiin ja tallennettiin 15 sekunnin välein.

### 3.4.2 Päätylevyn ja ruuvien lämpötila

Päätylevyn lämpötilaa mitattiin 14 K-tyyppin halkaisijaltaan 0,5 millimetrin termolangalla, jotka sijoitettiin toiseen päätylevyyn. Termolangat numeroilla 1-6 pintatikattiin ja muut langat upotettiin juottamalla kahden millimetrin syvyisiin reikiin. Lämpötilat rekisteröitiin 15 sekunnin välein. Termolankojen paikat on esitetty kuviossa 21. Myös ketjujen lämpötilaa mitattiin K-tyyppin halkaisijaltaan 0,5 millimetrin termolangoilla.

**Kuvio 21.** Termolankojen kiinnityspisteiden sijainnit



### 3.4.3 Koekappaleen siirtymien mittaus

Koekappaleen ulokkeen pään pystysuuntaa mitattiin tietokoneavusteisesti kahdella tunkkeihin kiinnitettyllä siirtymäanturilla S1 ja S2. Mittaus aloitettiin kokeen alkaessa.

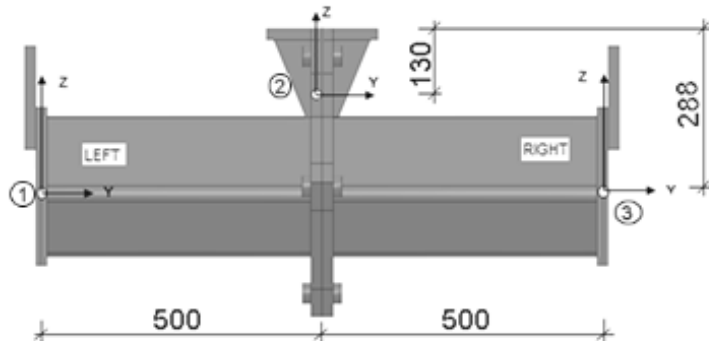
Koska on haasteellista sijoittaa siirtymämittalaitteita polttokoeuuniin, siirtymiä mitattiin uunin ulkopuolelle sijoitetuilla kahdella takymetrillä. Kyseisten mittalaitteiden käyttö edellytti luukkujen tekemistä polttokoeuuniin. Mittauslaitteet on esitetty kuviossa 22. Takymetrimittaus aloitettiin, kun uuni oli saavuttanut noin 50 asteen lämpötilan. Tässä kokeessa takymetriä suojaksi oli asetettu lasilevyt.

**Kuvio 22.** Siirtymämittauslaitteisto, johon kuului hydraulisten tunkkien pystysuuntaa mittaavat anturit sekä kaksi takymetriä



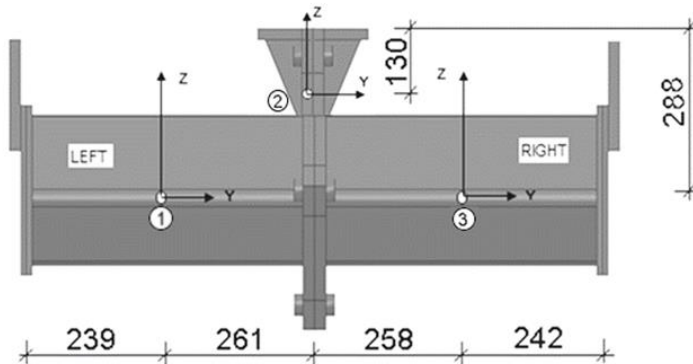
Tarkkailupisteet merkittiin koekappaleisiin kolmella kiinteällä keraamisilla helmellä, jotka oli upotettu niitä varten porattuihin reikiin. Takymetrillä saatiin seurattua helmipisteiden liikettä sekä tasossa (x- ja y- suunta), että pystysuunnassa (z- suunta). Polttokokeiden tulokset on esitetty pystysuuntaa  $u_z$  ja vaakasuuntaa  $u_x$  ja  $u_y$  suorakulmaisessa koordinaatistossa. Kokeessa TE1\* keraamiset helmet oli sijoitettu koekappaleen ulokkeiden päihin sekä jatkosliitoksen yläosaan toisen päätylevyn keskilinjaan kuvion 23 esittämällä tavalla.

**Kuvio 23.** Mittapisteiden paikat koekappaleessa TE1\* (luukuista katsottuna)



Kokeessa TE3\* mittapisteeet sijaitsivat putkien keskikohtilla sekä keskellä kuviossa 24 esitetyn mukaisesti.

**Kuvio 24.** Mittapisteiden paikat koekappaleessa TE3\* (luukuista katsottuna)

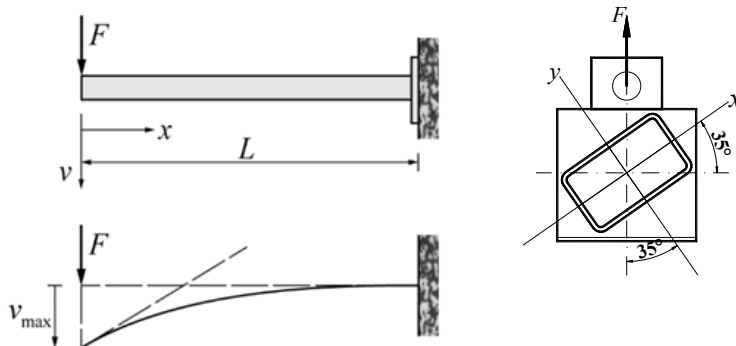


Kuvioista 23 ja 24 selviää, mihin suuntaan  $y$ - ja  $z$ -akselien siirtymät olivat positiivisia. Takymetrin positiivinen  $x$ -suunta on mittaajasta pois päin.

### Rakenneputken kimmoinen taipuma

Koekappaleen liitosten 3D-analyysin pystysuunnan mittauksista on vähennetty palkin kimmoinen taipuma. Kuviossa 25 on esitetty toisesta päästä kiinnitetty ulokepalkki, jonka vapaassa päässä vaikuttaa poikittaisvoima  $F$ . Jos momentti ja leikkausvoima vaikuttaa samanaikaisesti, voidaan niiden taipumat superpositioperiaatteen mukaan laskea yhteen.

**Kuvio 25.** Ulokepalkin jäykkä kiinnitys



Ulokepalkin taiputuksen ja leikkauksen aiheuttama taipumaviivan yhtälö (3.1) ja taipuma palkin päässä (3.2) (Ylinen, 1976 s.290):

$$v(x) = \frac{FL^3}{6EI} \left[ 2 - 3\frac{x}{L} + \left(\frac{x}{L}\right)^3 \right] + \zeta \frac{FL}{GA} \quad (3.1)$$

$$v_{max} = v(0) = FL^3/3EI + \zeta FL/GA \quad (3.2)$$

Käsiteltävän palkin taipuma saadaan ottamalla huomioon rakenneputken komponentit palkin heikon ja vahvan akselin suunnassa kaavan 3.3 mukaan.

$$v_{palkki} = v_{palkki,vahva} \sin 35^\circ + v_{palkki,heikko} \cos 35^\circ \quad (3.3)$$

Putkin poikkileikkauksen siirtymäkerroin  $\zeta$  on laskettu lähteen Orosz (1970) mukaan. Siirtymäkerroin vahvemmassa suunnassa on noin 1.6 ja heikommassa suunnassa 2.6. Rakenneputken 250x150x12.5 poikkileikkauksen pinta-ala on 8704 mm<sup>2</sup>. Kaavassa 3.2 teräksen kimmokerroin  $E_a$  on korkeissa lämpötiloissa  $E_{a,\theta} = k_{E,\theta} E_a$ , missä  $k_{E,\theta}$  on kimmokertoimen pienennystekijä. Palkin liukumoduuli  $G$  on korkeissa lämpötiloissa  $G_{a,\theta} = E_{a,\theta}/2(1 + \nu)$ , kun oletetaan, että Poisson'in luku  $\nu = 0.3$  on vakio. Akselien suuntaiset kuormittavat voimat ja neliöhitausmomentit on esitetty taulukossa 7.

**Taulukko 7.** Akselien suuntaiset kuormittavat voimat ja neliöhitausmomentit

Koe	$F$ [kN]	$F_y$ [N]	$F_x$ [N]	$I_y$ [mm <sup>4</sup> ]	$I_x$ [mm <sup>4</sup> ]
TE1*	20.0	16383	11472	66330000	30020000
TE3*	30.0	24575	17207	66330000	30020000

### 3.5 Polttokokeen suoritus

Kuormitus pidettiin polttokokeen aikana vakiona ja uunin lämpötilaa lisättiin liitoksen murtumiseen asti (nk. transienttikoe). Koekappale kuormitettiin ennen polttokokeen alkua etukäteen määritellylle tasolle. Liitosta kuormitettiin ketjuista vetämällä. Ensimmäisessä kokeessa (TE1\*) koekappaleen molemmissa päissä ketjussa vaikuttava vetovoima oli 20 kN ja toisessa kokeessa (TE3\*) 30 kN. Nämä kuormat aiheuttavat liitoksen kuormitukseen, joka on noin 22 % (TE1\*) ja 15 % (TE3\*) liitoksen kestävyydestä normaalilämpötilassa. Polttokoe aloitettiin ja uunin

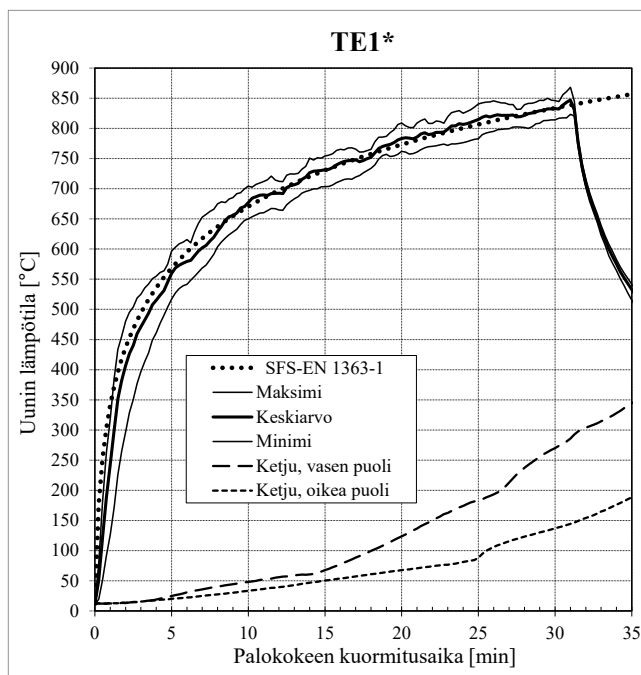
polttimot sytytettiin sen jälkeen, kun kuormitus oli vakiintunut asetetulle kuormitustasolle. Uunin lämpötila noudatti standardissa SFS-EN 1363-1 (2000) esitetyn standardipalokäyrän mukaista lämpötilankehitystä (ISO 834 (1999)). Kokeen TE1\* polttimet sammutettiin, kun siirtymäanturien mittakellot menivät pohjaan. Koe TE3\* lopetettiin, kun alimman ruuvin kierteiden tartunta petti ja ruuvi liukui pois mutterista. Kokeessa TE1\* siirtymien takymetrimittaus ei onnistunut toivotulla tavalla. Saatiin mitattua vain muutama siirtymäpiste. Kokeessa TE3\* siirtymämittauksiin kului 25 minuuttia.

### 3.6 Polttokokeen tulokset

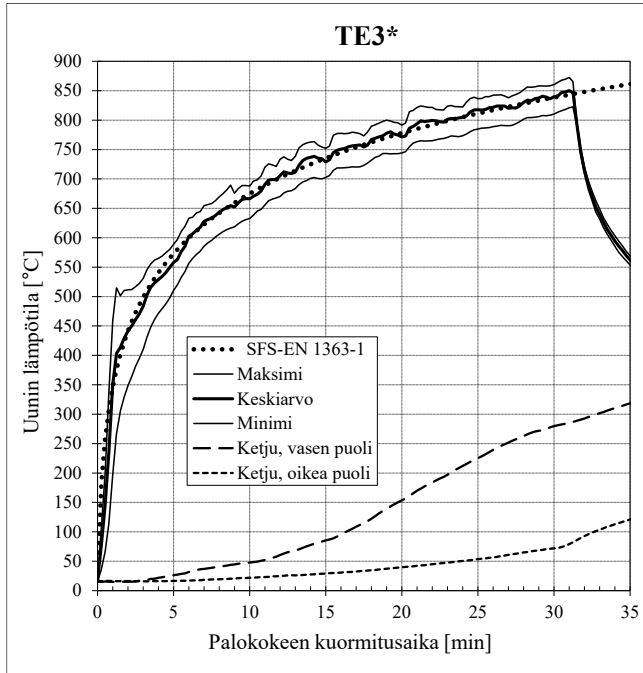
#### 3.6.1 Polttokoeuunin lämpötila ja paine

Polttokoeuunin ja ketjujen lämpötilat kokeen aikana esitetään kuvioissa 26 ja 27. Molemmissa kokeissa vasemmanpuoleinen ketju lämpeni huomattavasti enemmän. Ketjujen ja tunkkien sijainnit (vas. ja oik.) ilmoitetaan luukuista uuniin päin katsottuina.

**Kuvio 26.** Uunin ja ketjujen lämpötilakäyrät polttokokeissa TE1\*

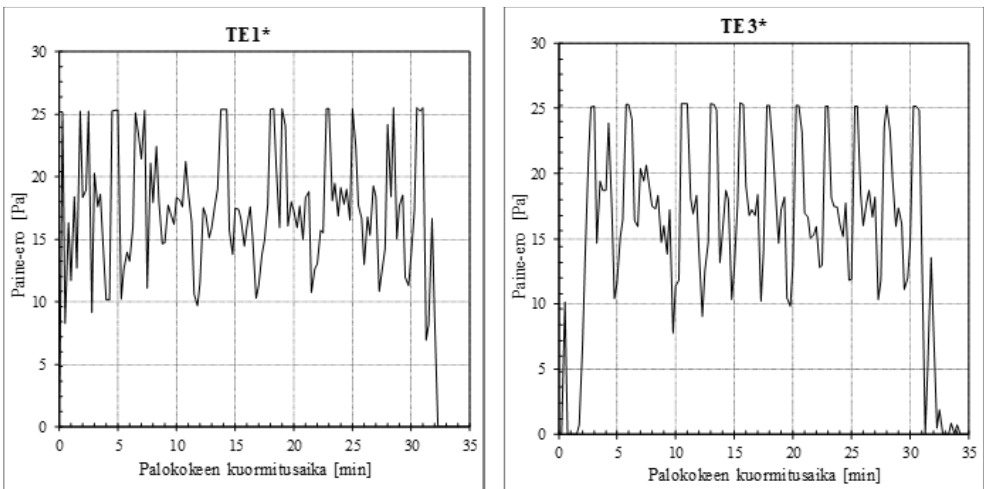


**Kuvio 27.** Uunin ja ketjujen lämpötiläkäyrät polttokokeissa TE3\*



Polttokoeuunin paine mitattiin uunin yläosan tasolla 15 sekunnin välein. Paine-erot koehallin ja uunin välillä on esitetty kuviossa 28.

**Kuvio 28.** Paine-ero koehallin ja polttouunin välillä



### 3.6.2 Koekappaleen TE1\* tulokset

Taulukossa 8 on esitetty päätylevyyn kiinnitettyjen termolankojen lämmön nousu viiden minuutin välein. Päätylevyn lämpötila nousi hetkellisesti kokeen alussa, kun mittapisteiden kiinnitysteipit syttyivät palamaan. Ruuvien kohdilla (mittauspisteet 11–14) lämpötila nousi nopeimmin. Vähiten lämpeni termolanka numero 4 (ks. kuvio 21 termolankojen paikoista). Lämpötilaero suurimman ja pienimmän arvon välillä kokeen lopussa oli noin 94 °C.

**Taulukko 8.** Termolankojen keskiarvolämpötilat koekappaleessa TE1\*. Aika on mitattu polttokokeen alusta

Levytermo -elementti	Lämpötila [°C]					
	5 min	10 min	15 min	20 min	25 min	31 min
1	156.6	338.4	495.0	620.1	710.4	784.5
2	149.3	298.8	457.8	601.3	708.7	788.3
3	182.0	331.0	486.7	618.4	716.0	786.1
4	127.9	273.0	420.5	551.1	646.9	726.8
5	153.9	345.5	509.8	638.4	731.7	795.9
6	162.2	344.3	505.9	631.4	722.2	792.6
7	196.2	347.6	489.8	623.1	719.3	-
8	175.4	326.5	484.5	620.0	721.2	798.5
9	191.5	352.5	511.0	642.9	733.3	804.7
10	166.6	329.8	495.3	629.2	726.4	806.2
11	233.0	430.0	570.1	676.5	748.9	806.6
12	210.2	393.4	558.3	678.7	753.5	820.4
13	197.6	323.6	454.5	568.7	658.3	727.8
14	229.7	425.9	576.1	678.5	740.2	792.1
Uuni	559.5	676.9	731.5	783.4	815.0	847.1

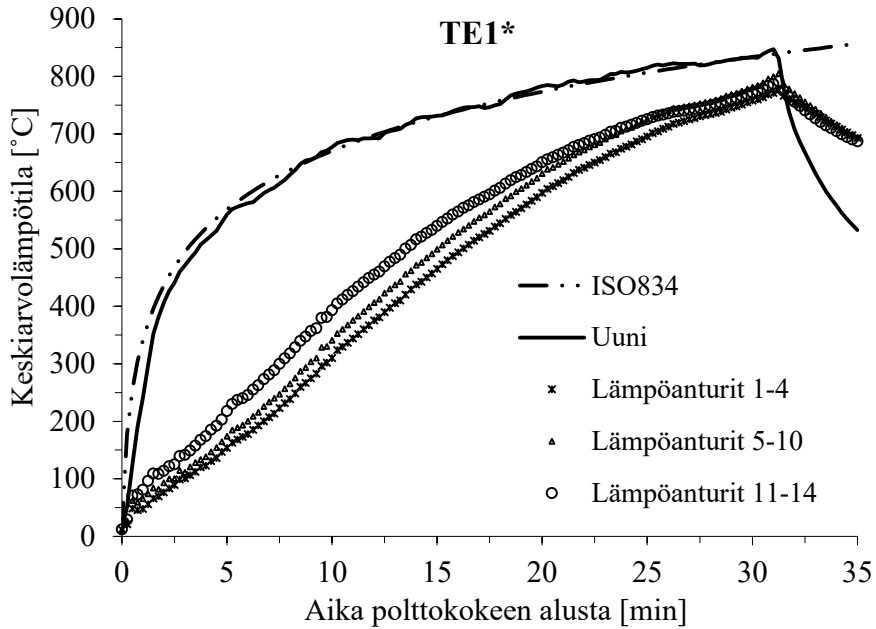
Kuviossa 29 on esitetty lämpöanturien keskiarvolämpötilat ryhmiteltynä päätylevyn keskelle, nurkkiin ja ruuveihin. Lämpötila jakautui melko tasaisesti päätylevyn eri 14 mittauspisteissä. Uunin lämpötila seurasi melko tarkasti ISO 834 (1999) lämpötiläkäyrää. Koekappaleen TE1\* ( $t_p = 11$  mm) murtumislämpötila saavutettiin 31 minuutin kuluttua mittauksen alkamisesta, jolloin liitoksen keskiarvolämpötila oli 787 °C ja koeuunin 847 °C.

Koekappaleelta TE1\* vedettiin molemmista päistä 20 kN voimalla. Teräksen lämpötila ylitti 600 °C noin 20 minuuttia polttimoiden sytyttämisen jälkeen ja



rakenteen jäykkyys alkoi pienentyä voimakkaasti, minkä vuoksi tunkit eivät kyenneet ylläpitämään voimaa vakiona. Kokeen lopussa tunkkien voima oli enää noin 15 kN.

**Kuvio 29.** Lämpötilan keskimääräinen jakautuminen päätylevyssä



Taulukossa 9 annetaan joitakin ajasta ja lämpötilasta riippuvia pystysiirtymän arvoja, jotka on esitetty myös kuviossa 31. Noin 15 minuutin kuluttua kokeen alkamisesta lämpötilan ollessa noin 500 °C pystysiirtymä alkaa hitaasti kasvaa.

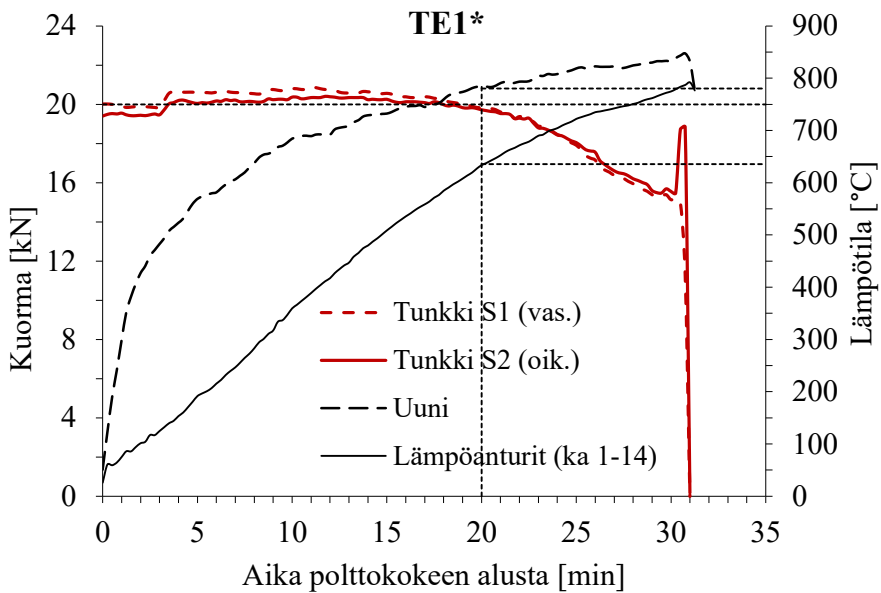
**Taulukko 9.** Koekappaleen TE1\* tunkista mitatun pystysiirtymän ja keskiarvolämpötilan kehitys polttokokeen aikana

Aika [min]	TE1*	
	mm	°C
15	5	501
20	11	627
23	22	684
26	46	731
31	110	784

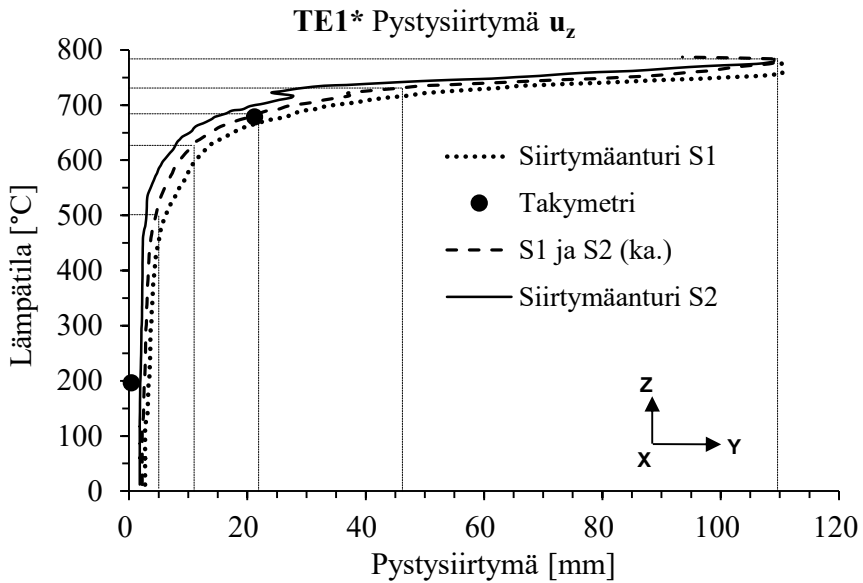
Kuviossa 30 on esitetty polttokoeuunin lämpötila, teräslitoksen mittapisteiden 1-14 avulla määritetty keskiarvolämpötila sekä liitosta tunkkien kautta kuormittava voima ajan funktiona. Kuvioista voidaan havaita, että tunkeissa vaikuttava voima alkaa

laskea, kun liitoksen keskiarvolämpötila ylittää 650 °C tason uunin lämpötilan ollessa tällöin noin 780 °C. Kuviosta 31 on esitetty liitoksen pystysuunnan kehittyminen lämpötilan funktiona. Kuviosta nähdään, että pystysuunta kasvaa voimakkaasti liitoksen lämpötilan ylittäessä 650 °C tason. Tämän lämpötilan voidaan katsoa vastaavan liitoksen kriittistä lämpötilaa, joka vastaa liitoksessa vaikuttavaa taivutusmomentin arvoa 10.4 kNm (0.52 m x 20 kN). Siirtymäanturien mittaamista arvoista on poistettu palkin kimmoinen taipuma, joka oli maksimissaan noin kahden millimetrin suuruinen.

**Kuvio 30.** Koekappaleen TE1\* kuormitus ja lämpötila ajan funktiona polttokokeen alusta



**Kuvio 31.** Koekappaleen TE1\* pystysiirtymät kokeen aikana.



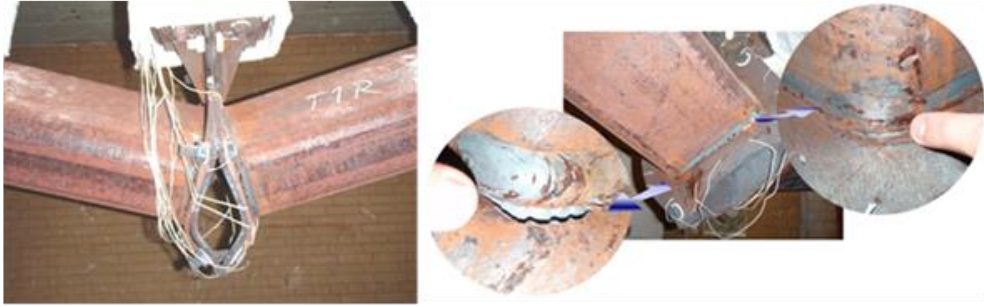
Polttokokeen aikana suoritettiin kaksi takymetrin avulla tehtyä siirtymämittausta. Siirtymiä mitattiin kahden helmipisteen kohdalta (ks. kuvio 23). Mittaustulokset on esitetty taulukossa 10.

**Taulukko 10.** Koekappaleen TE1\* helmikohtien  $u_x$ ,  $u_y$  ja  $u_z$  siirtymät

TE1*										
Aika [min]	nro 1 (vasen) [mm]			nro 2 (keskikohta) [mm]			nro 3 (oikea) [mm]			Lämpötila °C
	$u_x$	$u_y$	$u_z$	$u_x$	$u_y$	$u_z$	$u_x$	$u_y$	$u_z$	
n.6	2.3	-0.8	3.7	0.2	0.0	1.0	-	-	-	207
n. 23	23.6	-8.6	14.6	14.3	-3.2	-8.0	-	-	-	684

Koekappaleen murtumisen aiheutti päätylevyn suuri muodonmuutos. Suurin rasitus kohdistui alimpaan ruuviin kuvion 32 mukaisesti. Kuviossa näkyy myös kokeen jälkeen havaittu hitsauksen muutosvyöhykkeen (HAZ = heat affected zone) paikallinen murtuma, minkä vaikutus liitoksen palotilanteen jäykkyyteen ja kestävyys arvioitiin vähäiseksi. Kuvion 33 valokuvat on otettu kokeen jälkeen, kun koekappale oli siirretty pois uunista.

**Kuvio 32.** Koekappale ja murtuma muutosvyöhykkeellä kokeen TE1\* jälkeen



**Kuvio 33.** Koekappale TE1\* kuvattu kokeen jälkeen edestä ja päältä



### 3.6.3 Koekappaleen TE3\* tulokset

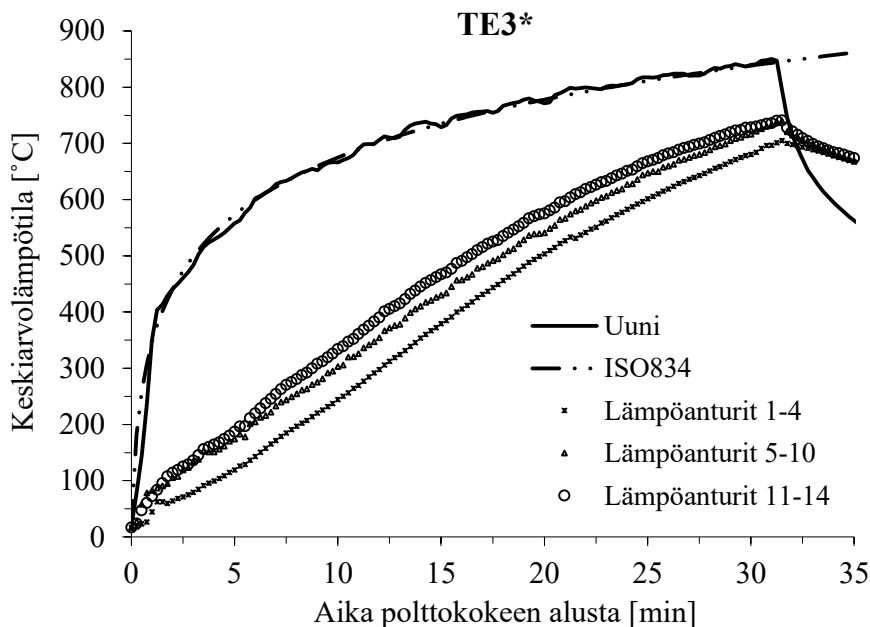
Taulukossa 11 on esitetty päätylevyyn kiinnitettyjen termolankojen lämmön nousu viiden minuutin välein. Ruuvien kohdilla (mittauspisteet 11–14) lämpötila nousi nopeimmin (ks. kuvio 21 termolankojen paikoista). Termolanka numero 4 ei toiminut moitteettomasti kokeen alussa. Kokeen lopussa ero suurimman ja pienin lämpötilan välillä oli noin 122 °C.

**Taulukko 11.** Termolankojen lämpötilat koekappaleessa TE3\*

Levytermo- elementti	Lämpötila [°C]					
	5 min	10 min	15 min	20 min	25 min	30.5 min
1	114.6	228.1	362.6	486.7	593.8	694.9
2	100.6	216.1	354.8	485.4	602.2	690.2
3	143.1	289.1	420.4	539.6	640.2	726.3
4	-	-	-	-	571.0	654.9
5	183.5	306.3	430.4	536.6	649.8	720.5
6	173.4	300.2	431.9	547.3	658.1	730.4
7	202.9	329.4	442.0	540.0	654.6	727.6
8	151.0	265.2	393.1	510.6	617.3	705.5
9	170.2	311.1	441.8	557.1	650.3	733.7
10	163.7	307.4	442.3	556.5	653.6	740.0
11	167.5	312.6	467.9	592.5	696.6	760.1
12	170.4	335.4	479.4	598.4	689.7	760.9
13	230.3	403.1	538.1	637.9	715.6	764.9
14	181.2	285.4	383.1	474.0	569.7	643.4
Uuni	558.1	666.4	728.9	771.4	817.6	847.1

Kuviossa 34 on esitetty lämpöanturien keskiarvolämpötilat ryhmiteltynä päätylevyn keskelle, nurkkiin ja ruuveihin. Lämpötila jakautui melko tasaisesti päätylevyn eri 14 mittauspisteissä. Uunin lämpötila seurasi ISO 834 (1999) lämpötilakäyrää. Kappaleen TE3\* ( $t_p = 20.3$  mm) murtumislämpötila saavutettiin ajassa 30.5 minuuttia, jolloin koko liitoksen keskiarvolämpötila oli 718 °C ja koeuunin 847 °C.

**Kuvio 34.** Lämpöanturien keskiarvolämpötilat koekappaleessa TE3\*



Kuviossa 35 nähdään koekappaleen TE3\* kuormituksen väheneminen kokeen edetessä. Aluksi koekappaletta vedettiin molemmista päistä 30 kN voimalla. Teräksen lämpötilan ylittäessä 600 °C rakenteen jäykkyys alkoi voimakkaasti pienentyä. Kun aikaa oli kulunut noin 24 minuuttia polttimoiden sytyttämisestä, tunkit eivät enää kyenneet ylläpitämään vakiokuormitusta. Kokeen lopussa tunkkien voima oli enää noin 15 kN. Kuormituksen pienentyminen alkoi, kun liitoksen keskiarvolämpötila ollessa noin 624 °C ja uunin lämpötilan noin 805 °C.

Taulukossa 12 annetaan joitakin ajasta ja lämpötilasta riippuvia pystysuunnan arvoja, jotka on esitetty myös kuviossa 36. Noin 20 minuutin kuluttua kokeen alkamisesta lämpötilan ollessa noin 540 °C pystysuunta alkaa hitaasti kasvaa.

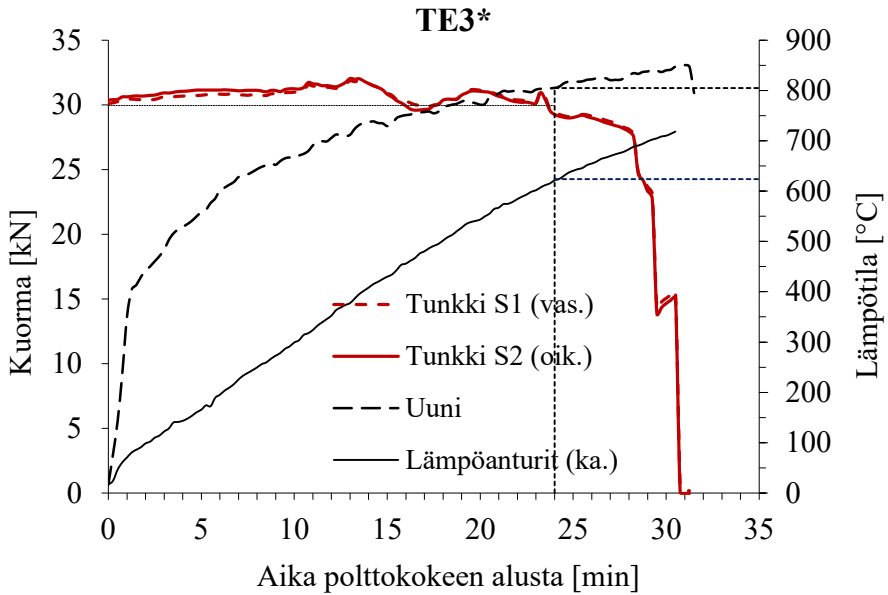
Kuviossa 35 on esitetty polttokoeuunin lämpötila, teräslitoksen mittapisteen avulla määritetty keskiarvolämpötila sekä liitosta tunkkien kautta kuormittava voima ajan funktiona. Kuviossa voidaan havaita, että tunkeissa vaikuttava voima alkaa laskea, kun liitoksen keskiarvolämpötila ylittää 650 °C tason uunin lämpötilan ollessa tällöin noin 820 °C. Kuviossa 36 on esitetty liitoksen pystysuunnan kehittyminen lämpötilan funktiona. Kuviossa nähdään, että molempien tunkkien kohdalla pystysuunnan kasvu kiihtyy liitoksen lämpötilan ylittäessä 650 °C tason. Tämän lämpötilan voidaan katsoa vastaavan liitoksen kriittistä lämpötilaa, joka vastaa liitoksessa vaikuttavaa taivutusmomentin arvoa 15.6 kNm (0.52 m x 30 kN)

Siirtymäanturien mittaamista arvoista on poistettu palkin kimmoinen taipuma, joka oli maksimissaan noin kahden millimetrin suuruinen.

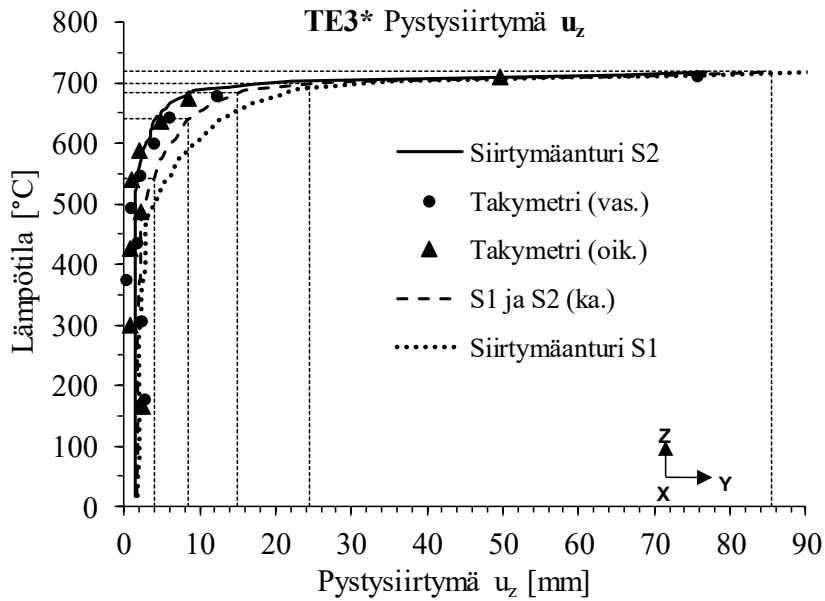
**Taulukko 12.** Koekappaleen TE3\* tunkista mitattu pystysiirtymä ja keskiarvolämpötilan kehitys polttokokeen aikana

Aika [min]	TE3*	
	mm	°C
20	4	543
25	9	640
28	15	683
29	25	698
30.5	86	718

**Kuvio 35.** Koekappaleen TE3\* kuormitus ja lämpötila ajan funktiona polttokokeen alusta



**Kuvio 36.** Koekappaleen TE3\* pystysiirtymä polttokokeen aikana



Takymetreillä suoritettavat siirtymämittaukset aloitettiin, kun uuni oli saavuttanut 50 asteen rajan. Siirtymiä mitattiin kolmen helmipisteen kohdalta (ks. kuvio 24). Molemmat mittajat mittasivat myös keskikohdan siirtymät, joka otettiin huomioon tarkasteltaessa todellisia siirtymiä. Taulukon 13 x-suunta on vaihdettu, koska mittaustuloksissa takymetrin positiivinen suunta on vastakkaismerkkinen. Taulukosta voidaan havaita, että koekappaleen pystysiirtyminen ei ollut tasaista ketjujen epätasainen lämpenemisen vuoksi, vaan vasen puoli siirtyi enemmän lämpötilan noustessa.



**Taulukko 13.** Koekappaleen TE3\* helmikohtien  $u_x$ ,  $u_y$  ja  $u_z$  siirtymät

TE1*										
Aika	nro 1 (vasen) [mm]			nro 2 (keskellä) [mm]			nro 3 (oikea) [mm]			Lämpö
[min]	$u_x$	$u_y$	$u_z$	$u_x$	$u_y$	$u_z$	$u_x$	$u_y$	$u_z$	°C
4.9	0.5	-0.3	1.4	-1.5	2.0	0.0	-0.9	1.1	1.1	173
9.8	0.3	0.7	0.7	1.7	2.0	-0.5	1.9	1.4	-0.1	314
12.4	4.1	-0.4	-0.8	2.1	0.8	-1.0	3.1	2.2	-1.0	377
14.8	4.2	-0.2	-1.1	2.3	1.1	-2.0	3.4	2.7	-1.6	443
17.1	4.7	-0.3	-2.4	2.9	1.4	-2.9	3.2	3.1	-1.8	495
19.6	4.9	-0.6	-2.3	2.9	1.7	-3.4	4.7	3.8	-2.9	550
22.2	5.1	-0.7	-2.1	3.2	2.0	-4.1	4.9	4.2	-3.1	601
24.6	5.0	-1.7	-1.7	2.5	1.9	-4.7	4.9	4.6	-2.2	643
27.2	5.9	-2.4	0.9	2.7	2.2	-5.4	5.4	5.7	-1.1	678
29.6	18.6	-	31.2	2.7	2.5	-6.8	12.6	10.2	17.8	714

Koekappaleen murtumisen aiheutti alimman ruuvin ja mutterin liitoksen pettäminen ruuvin ja mutterin välisen kierteen leikkautuessa, minkä seurauksena ruuvi liukui pois mutterista. Ruuviliitoksen pettäminen näkyy kuviossa 37. Kuvioista näkyy myös, että päätylevyssä ei tapahtunut suuria muodonmuutoksia.

**Kuvio 37.** Koekappale TE3\* luukusta katsottuna kokeen jälkeen



## 4 JATKOSLIITOSTEN NUMEERINEN MALLI

Tässä kappaleessa kuvataan työssä käytetty elementtimenetelmään perustuva numeerinen malli, joka verifioidaan ja validoidaan kokeellisten tulosten avulla kappaleessa 5 ja, jonka avulla liitoksen toimintaa analysoidaan eri lämpötiloissa kappaleessa 7. Numeerinen mallinnus ja simuloinnit suoritettiin ABAQUS/Standard CAE, version 6.13 (2013) ohjelmistolla. Numeeriset tarkastelut kattavat sekä termisen että mekaanisen analyysin.

Abaqus koostuu kahdesta solmusiirtymien laskentatavasta Abaqus/Standard ja Abaqus/Explicit. Molemmat ovat suoria aikaintegrointimenetelmiä, jotka sopivat erityisesti epälineaaristen kimmoplastisten ilmiöiden mallintamiseen. Ensin mainittu perustuu staattisen tasapainotilaan, jolle on luonteenomaista globaalin jäykkyysmatriisin kokoaminen ja lineaaristen tai epälineaaristen yhtälöjoukkojen samanaikainen ratkaiseminen (Newton-Raphson iterointi). Käänteismatriisista saadaan solmusiirtymät. Eksplisiittistä menetelmää käytetään tavallisesti epälineaaristen dynaamisten ongelmien ratkaisuun. Tällöin ei muodosteta globaalia jäykkyysmatriisi, koska lineaariyhtälöitä ei ratkaista samanaikaisesti koko järjestelmälle vaan jännitysaalto (vuorovaikutus) etenee elementistä elementtiin. Van der Vegte ja Makino (Van der Vegte & Makino, 2004) kehottavat artikkelissaan, joka käsittelee ruuviliitosten implisiittisten ja eksplisiittisten ratkaisujärjestelmien käyttöä 3D-elementtimallissa, tutkijoita eksplisiittistä menetelmää käytettäessä valvomaan eri osien energiatasapainon läpi koko kuormitusprosessin.

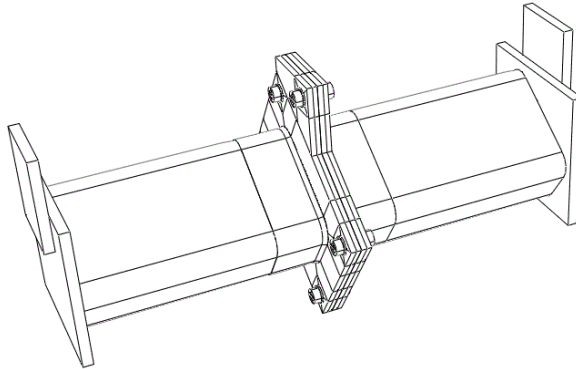
Numeerinen analyysi tehdään kahdessa vaiheessa. Ensin tehdään lämpöanalyysi, joka mallinnetaan noudattamaan standardipaloa. Mekaanisessa analyysissä on vakio kuormitus ja lämpötilaa nostetaan lämpöanalyysin avulla. Molemmissa analyysissä käytetään samaa perusmalli, joka on kuvattu kohdassa 4.1.

### 4.1 3D-elementtimalli

Elementtimallin (kuvio 38) keskeisimmät ominaispiirteet ovat geometria, materiaalit, elementtityypit, verkotus, osien väliset kontaktit, reunaehdot ja kuormitus. Liitoksen geometria noudattaa testikappaleiden geometriaa, joka on esitelty luvussa 3.

Elementtimalleissa TE1\* (mitattu  $t_p=11.0$  mm) ja TE3\* (mitattu  $t_p= 20.3$  mm) eroavat toisistaan vain päätylevyn paksuuden osalta.

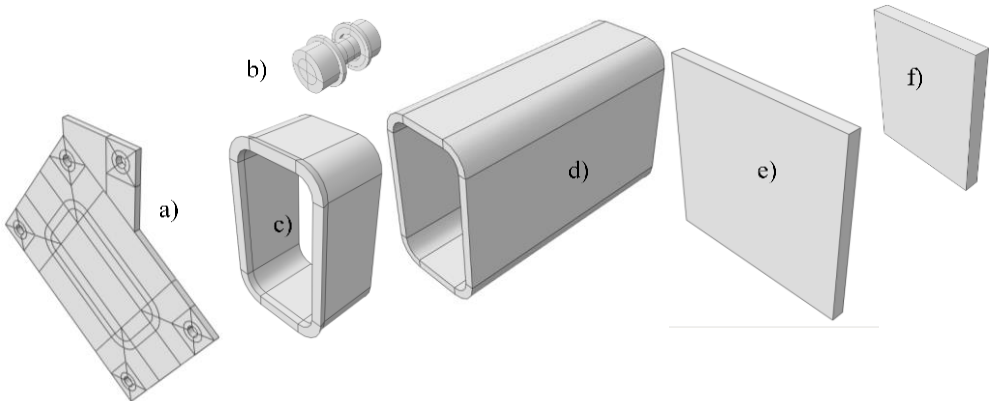
**Kuvio 38.** Elementtimalli



#### 4.1.1 Elementtimallin osat

Mallin yksittäiset osat ja niissä käytetty osiointi (partiointi) esitetään kuviossa 39. Osiointi käsittää seuraavat osakomponentit: a) päätylevy, b) ruuvi, c) ja d) kahteen osaan jaettu suorakaideputki sisältäen hitsit, e) reunalevy ja f) nostolevy.

**Kuvio 39.** Elementtimallin osat ja niiden osiointi



Ruuvin varsi ja siihen liittyvät aluslaatat sekä kanta ja mutteri mallinnettiin yhtenä rakenteena. Ruuvin varsi mallinnettiin ilman kierteitä. Ruuvireiän halkaisija oli 2 mm suurempi kuin ruuvin varren nimellishalkaisija. Hitsit mallinnettiin kiinteästi putken osan c) päähän.

## 4.1.2 Materiaalit

Rakenneteräksellä (tunnus S) on huoneenlämpötilassa erinomaiset lujuusominaisuudet, kuitenkin kuten useat muutkin materiaalit, teräs menettää lujuuttaan ja jäykkyytään lämpötilan kohotessa. Sitkeänä materiaalina rakenneteräs venyy huomattavasti ennen murtumistaan. Rakenneteräkset ovat useimmiten niukkaehisiä teräksiä, joiden hiilipitoisuus vaihtelee 0.05–0.25 %. Teräs menettää lujuutensa täysin 1200 asteen lämpötilassa. Puhtaan raudan (Fe) sulamispiste on noin 1530 °C. Hiiliterästen mekaaniset ja termiset ominaisuudet esitetään standardissa EN 1993-1-2 (2005). Esitetyt yhtälöt ovat kauttaaltaan voimassa teräksen lujuusluokasta S235 lujuusluokkaan S460 asti. Teräksen kimmomoduuli normaalilämpötilassa on 210000 MPa. Lämpötilasta riippumattomia materiaalivakioita ovat tiheys ja suppenemisluku (Poissonin vakio) 0.3 (SFS-EN 1993-1-1, 2005, s. 28). Hiiliteräksen pituuden lämpölaajenemiskerroin  $\alpha$  (*expansion*) löytyy standardin EN1994-1-2 (2006) sivulta 31.

Kuvioissa 40a ja 41a esitetään standardin EN 1993-1-2 (2005) kohdan 3.2.2 laskentakaavojen mukaiset nimelliset arvot ( $\epsilon_{nom}, \sigma_{nom}$ ). Korkeissa lämpötilassa hiiliteräkselle käytetään jännitys-venymäyhteyden tehollisen myötörajan, suhteellisuusrajan ja kimmokertoimen pienennystekijöitä.

Kimmoplastisessa materiaalimallissa oletetaan materiaalin käyttäytyvän kimmoisasti myötörajan suuruiseen jännitykseen asti. Kimmoplastinen malli ei ota huomioon materiaalimurtumaa. Lämpötila vaikuttaa hiiliteräksen materiaaliominaisuuksiin ja lujuuteen. Vetokokeessa koesauva plastisoituu ja sen poikkipinta-ala pienenee. Kuroutuneessa poikkipinta-alassa vaikuttava todellinen jännitys on siten suurempi kuin alkuperäisessä sauvassa voimasta ja poikkipinta-alasta laskettu nimellisjännitys. Todellinen jännitys ja venymä lasketaan vetokoetulosten nimellisjännityksistä ja –venymistä kaavojen (4.1) ja (4.2) mukaisesti (EN 1993-1-5, 2006 s.52).

$$\epsilon_{pl,true} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{nom}}{E} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \epsilon_{nom}) \quad (4.2)$$

missä:

$\epsilon_{nom}$  on nimellinen (nominal) venymä,

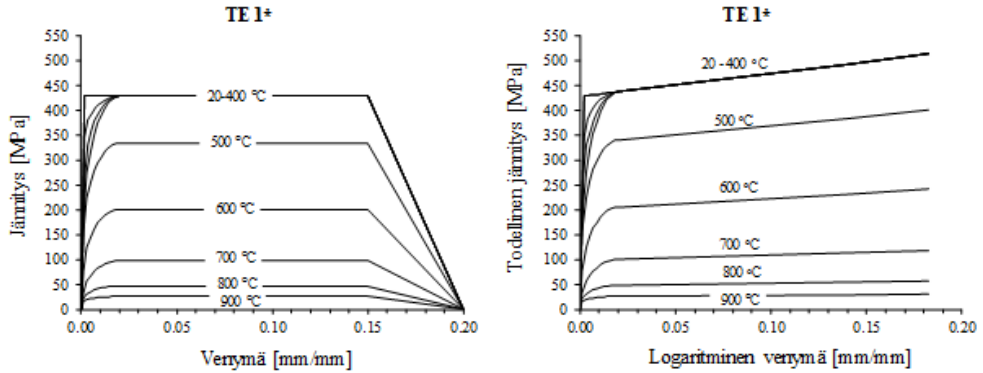
$\sigma_{nom}$  on nimellinen jännitys,

$\epsilon_{pl,true}$  on plastisen osuuden logaritminen venymä, todellinen venymä,

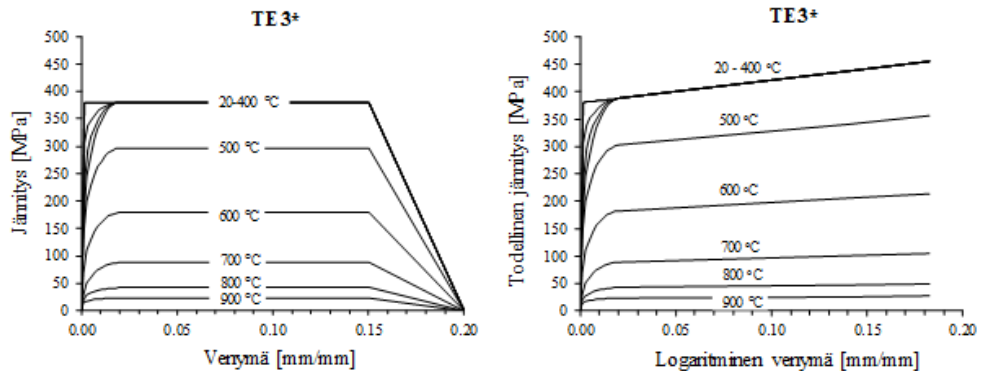
$\sigma_{true}$  on todellinen jännitys.

3D-simulointia varten saadut tulokset muunnettiin todellisiksi jännitys-venymäkäyriksi ( $\epsilon_{pl,true}, \sigma_{true}$ ) kuvioissa 40b ja 41b. Normaalilämpötilakokeessa käytettiin valmistajan päätylevyille antamia myötölujuuksia 429 MPa (TE1\*) ja 380 MPa (TE3\*).

**Kuvio 40.** Kokeen TE1\* päätylevyn nimelliset ja todelliset jännitys-venymäkäyrät



**Kuvio 41.** Kokeen TE3\* päätylevyn nimelliset ja todelliset jännitys-venymäkäyrät

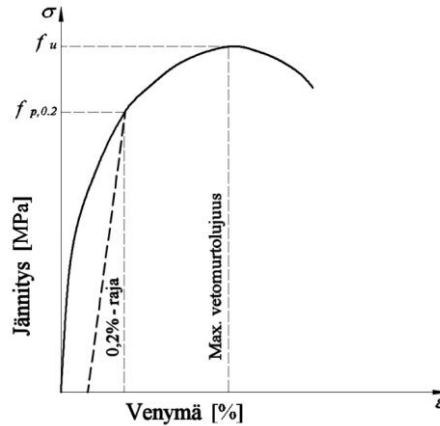


Tässä tutkimuksessa käytettiin pinnoittamattomia täysikierteisiä lujuusluokaltaan 10.9 olevia M20x70 ruuveja (DIN 933). Suoritettujen vetokokeiden antoivat ruuvien keskimääräiseksi vetokestävyydeksi 277.7 kN, joka vastaa 1133 N/mm<sup>2</sup> vetomurtolujuutta, kun ruuvien jännityspinta-ala kierteiden kohdalla on 245 m<sup>2</sup>.

Lujuusluokan 10.9 ruuvien on täytettävä ympäristön lämpötilassa EN-ISO 898-1 (2013) mukaiset mekaaniset ja fysikaaliset ominaisuudet. Ruuvien lujuusluokkamerkinästä 10.9 saadaan nimellinen vetomurtolujuus  $R_m$  kertomalla lujuusluokan ensimmäinen luku sadalla. Toinen luku ilmoittaa nimellisen myötölujuuden olevan vähintään 90 % murtolujuudesta. Lujilla ruuveilla (kuten

lujuusluokka 10.9) ei kuitenkaan ole selkeää myötörajaa, joten niiden myötölujuutta on vaikea määrittellä. Ruuvien muodonmuutokset kuormitettaessa siirtyvät jatkuvasti elastisen ja plastisen muodonmuutoksen välillä. Tällöin voidaan käyttää ns. 0.2 %:n myötörajaa, jolloin pysyvä venymä on 0.2 % (kuvio 42).

**Kuvio 42.** Lujien ruuvien jännitys-venymäkuvaaja huoneenlämpötilassa (Ferrometal Oy)



Huoneenlämpötilassa pinnoittamattomien ruuvien M20 myötölujuutena käytettiin arvoa  $f_{0.2} = 0.9 R_m = 1020$  MPa ( $\epsilon_{nom} = 0.49$  %) ja murtolujuutena ruuvien vetokokeen mukaan (kohta 4.2) 1133 MPa ( $\epsilon_{nom} = 0.54$  %). Yksittäisen ruuvien vetokestävyyttä korkeissa lämpötiloissa arvioitiin käyttämällä EN 1993-1-2 (2005) taulukon D1 pienennystekijöitä. Materiaalin murtovenymä A5 ilmoitetaan prosentteina. Ruuvien M20-10.9 tyypillinen alin murtovenymä huoneenlämpötilassa on 9 prosenttia.

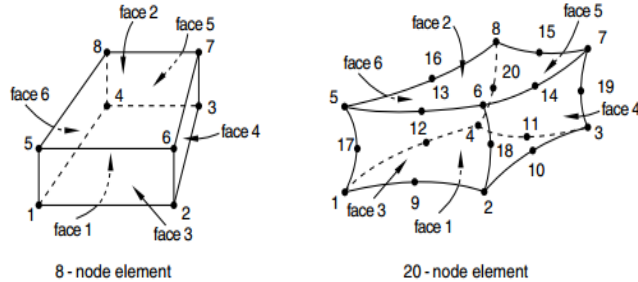
### 4.1.3 Elementtityypit

Abaqus/Standard -elementtikirjastossa on käytettävissä ensimmäisen kertaluvun lineaarisia ja toisen kertaluvun kvadraattisia (tahkot ovat toisen asteen pintoja) kuvion 43 mukaisia särmiöelementtejä. (Abaqus Analysis User's Manual Volume 4)

- C3D8 on täysin integroitava lineaarinen särmiöelementti, mutta taivutustapauksissa siihen liittyy leikkauslukkiutumisen riski
- C3D8R on redusoitu integroitava lineaarinen särmiöelementti, jäykkyyden matriisissa on tiimalasiefektin riski
- C3D8I on täysin integroitava lineaarinen särmiöelementti, johon on lisätty 13 sisäistä vapausastetta

- C3D20 on täysin integroitava kvadraattinen särmiöelementti Termisen analyysin elementtityyppinä käytettiin lineaarista lämmönsiirtoelementtiä DC3D8 (*8-node linear heat transfer brick*).

**Kuvio 43.** Kahdeksansolmuinen lineaarinen ja 20-solmuinen kvadraattinen särmiöelementti



Mekaaniseen analyysiin käytettiin taivutustapauksiin sopivaa ensimmäisen kertaluvun lineaarista kuusitahkoista C3D8I -särmiöelementtiä. Taulukossa 14 mallin TE3\* elementtien suurempi lukumäärä johtui paksummasta jatkoslevystä.

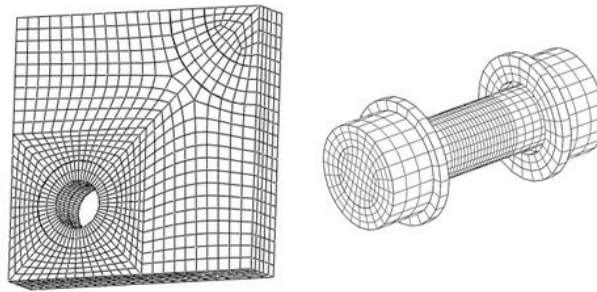
**Taulukko 14.** Tietoja elementtimalleista

Tunnus	Elementtien lukumäärä	Solmujen lukumäärä	Ketjun nostovoima [kN]
TE1*	77888	107189	20
TE3*	101622	133479	30

#### 4.1.4 Verkotus

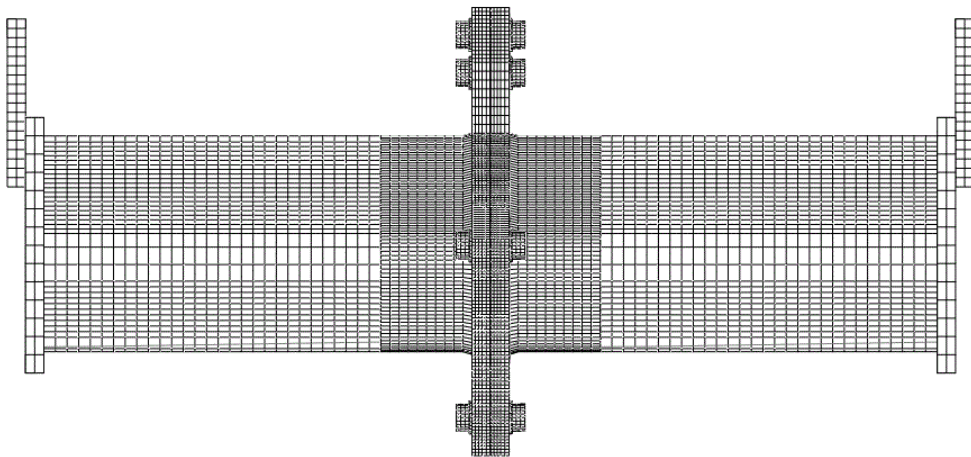
Molemmissa elementtimalleissa päätylevy jaettiin viiteen kerrokseen kuvion 44 mukaan tarkempien tulosten saamiseksi. Tässä noudatettiin lähteen Yu et al. (2008) suositusta. Ruuvi partitiointiin siten, että verkko oli luotavissa.

**Kuvio 44.** Päätylevy nurkan ja ruuvin verkotus 20 mm levyllä



Koko elementtimallin verkotus on esitetty kuviossa 45. Keskimääräinen verkon tiheys oli noin 5 mm. Elementtiverkkoa tihennettiin liitosalueella lähellä kontaktialuetta.

**Kuvio 45.** Elementtimallin verkotus



#### 4.1.5 Kontaktit

Määriteltiin pinnat, jotka ovat vuorovaikutuksessa (*interaction*) keskenään. Abaqus Standardissa kosketuspintojen välillä (*surface to surface*) käytetään *master-slave* – kontaktialgoritmia. Tällöin *slave*-pinnan solmut eivät voi läpäistä *master*-pintaa. Pintaparista *slave*-pinnalla tulee olla suurempi verkkotiheys. Jos kontaktipintojen verkkotiheydet ovat samat, *slave*-pinta on se, jonka materiaali on heikompaa. Kosketuspinnan välillä käytetään *finite-sliding* –formulaatiota.



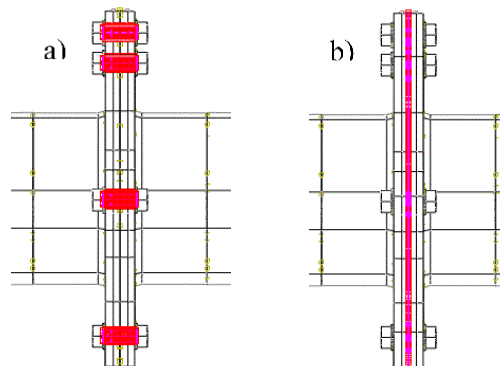
Molemmissa elementtimalleissa päätylevyjen välille asetettiin kitkaton kosketusjännitys. Abaquksessa sovelletaan oletusarvoisesti (*normal behavior*) tunkeutumattomuusehtoa (*hard contact*) kosketuspintojen välillä. Abaqus Standardissa on saatavilla kaksi kontaktin täytöntöönpanomenetelmää (*contact enforcement methods*) sakkofunktio (*penalty function*) ja *Augmented Lagrangen* -menetelmä. (Abaqus 6.13 Getting Started with Abaqus, chapter 12)

Elementtimallissa ruuvin varren ja molempien päätylevyjen välisen kitkan vaikutus huomioitiin 0.3 kitkakertoimella käyttäen tangentin suunnassa (*tangential behavior*) sakkofunktiota ja normalin suunnassa (*normal behavior*) laajennettua Lagrange menetelmää. Kun pinnat eroavat, kontaktirajoitetta ei sovelleta.

Kuvion 46 mukaan käytettiin yhteensä viidessä kontaktiparia:

- a) ruuvin varren ja molempien päätylevyjen välinen kitka (TE1\* ja TE3\*)
- b) päätylevyjen välinen kitkaton kosketusjännitys (TE1\* ja TE3\*)

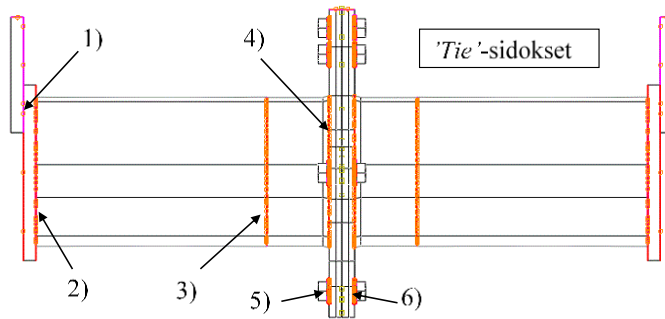
**Kuvio 46.** Kontaktit



'Tie' -sidoksessa pinnat eivät pääse menemään toistensa läpi, eivätkä pääse irtoamaan tai liukumaan toisiaan pitkin. 'Tie' -sidosta on käytetty kuvion 47 osittamissa paikoissa.

1. Nostolevyn sidonta reunalevyyn
2. Reunalevyn sidonta suorakaideputkeen
3. Suorakaideputkien yhdistäminen
4. Hitsin liittäminen päätylevyyn
5. ja 6. Kullakin ruuvilla on kaksi 'tie'-sidosta: ruuvin kannan aluslaatan ja mutterin aluslaatan sekä päätylevyn pinnan välillä.

**Kuvio 47.** Kontaktit

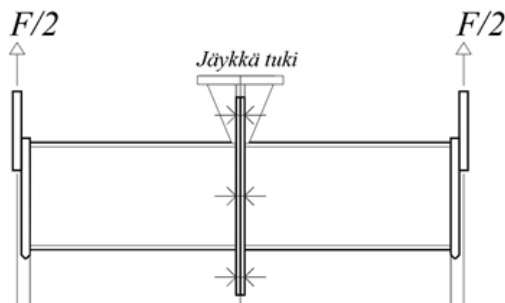


Koska laskennassa 3D-elementtimalliin tulee suuria muodonmuutoksia, aktivoidaan Abaqus/Standardissa parametri "NLGEOM".

#### 4.1.6 Reunaehdot (ei tarvita lämpöanalysissä)

Abaqus/ Standardin kytkentärajotteella (*coupling constraint*) vaikutusalueen pintojen solmut sidotaan referenssisolmuun, joka mahdollistaa tuennan ja voiman kiinnittämisen yhteen pisteeseen. Tätä toimintoa käytettiin tunkkien nostopisteiden ja päätylevyjen yläpäiden kinemaattisen kytkentärajotteen asettamiseen. Päätylevyjen yläpäiden siirtymät ja kiertymät estettiin kaikkiin kolmeen suuntaan kuvion 48 mukaisesti (x, y ja z-akselit).

**Kuvio 48.** Kytkentärajotteet voimien kiinnittämiseen ja keskituella



## 4.2 Terminen analyysi

Edellä kuvattuun 3D-elementtimalliin annettiin lähtötietoina absoluuttinen lämpötila (273.15 K) ja Stefan Boltzmann -vakio ( $5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$ ). Todettakoon, että Abaqus käyttää SI-yksiköitä (m, N, kg, s, Pa).

Käytettiin ajasta riippuvaa *transient*-tyyppistä lämpöanalyysiä (*Heat transfer Transient*). Askellukseksi valittiin 2400 sekuntia (arvioitiin kestoksi alle 40 minuuttia) ja maksimi lämpötilan muutokseksi askelta kohti  $5 \text{ }^\circ\text{C}$  / inkrementti. Mitä pienempi tämä arvo on, sitä tarkempi on aikaintegrointi. Laskennassa sallittiin enimmäismäärä 1000000 inkrementtiä.

Materiaalivalikossa annettiin numeroarvot lämmönjohtavuudelle, ominaislämpökapasiteetille ja teräksen tiheydelle ( $\rho = 7850 \text{ kg}/\text{m}^3$ ). Termisessä analyysissä lasketaan vain lämpötiloja, joten lämpöpiteneminen otettiin huomioon vasta kuormituksen yhteydessä.

Luotiin amplitudi nimeltä Standardipalo, jolla malli kuormitetaan. Amplitudi kuvaa standardipalon ISO-834 aika-lämpötilariippuvuutta (kaava 4.5). Lämpötilan nousu kohdistettiin koko mallin ulkopintaan.

Lämmönsiirtomekanismit konvektio ja säteily vaikuttavat rakenteen ulkopintaan. Konvektio annettiin vuorovaikutus-modulissa *Surface film condition* tyyppisenä. Tässä tutkimuksessa lämmönsiirtymiskertoimena käytettiin arvoa  $a_c = 22 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  standardin ISO 12241 (2008) mukaisesti. Myös säteily annettiin vuorovaikutus-modulissa *Surface radiation* tyyppisenä. Hiititeräksen pinnan säteilykertoimena käytettiin arvoa 0.7.

Rakenteen alkulämpötilaksi asetettiin  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  ja rakenteen ulkopinta altistettiin kaavan 5.3 mukaiselle standardipalolle minuutin askelluksella. Rakenteen ulkopuolelta tuleva lämpökuorma *odb*-tyyppisenä tulostustiedostona mekaaniseen analyysiin.

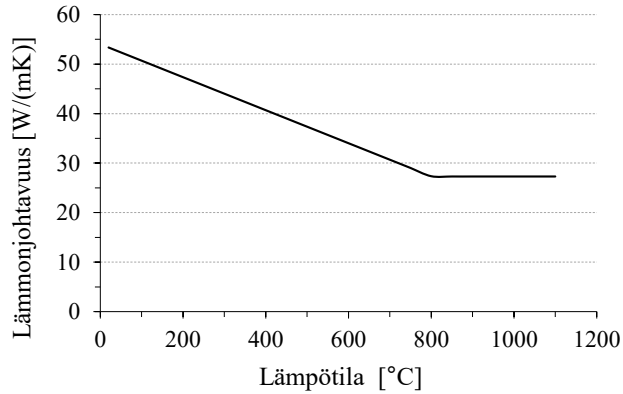
### 4.2.1 Teräksen lämpötekniset ominaisuudet

Seuraavassa käsitellään lyhyesti teräksen termiset ominaisuudet (lämmönjohtavuus ja ominaislämpökapasiteetti) standardin EN 1993-1-2 (2005) kohdan 3.3 mukaan. Teräksen olomuodot eli faasit ovat erilaisia eri lämpötiloissa. Teräksen hienorakenne muuttuu  $732 \text{ }^\circ\text{C}$  lämpötilassa ja tähän rakennemuutokseen kuluu runsaasti energiaa.

## 1) Lämmönjohtavuus

Hiiliteräksen lämmönjohtavuus  $\lambda_a$  esitetään kuviossa 49. Lämmönjohtavuuden yksikkö on W/mK.

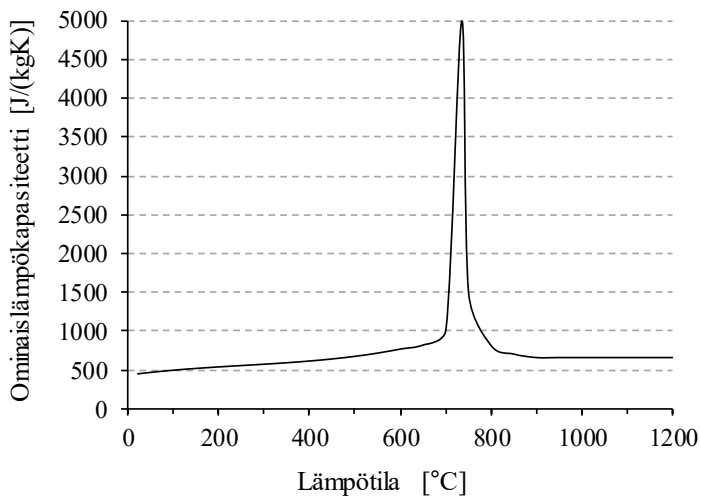
**Kuvio 49.** Hiiliteräksen lämmönjohtavuus lämpötilan funktiona



## 2) Ominaislämpökapasiteetti

Kuviossa 50 esitetään teräksen ominaislämpökapasiteetin  $c_a$ , jonka yksikkö on J/kgK. Ominaislämpö edustaa energiamäärää (jouleina), joka tarvitaan materiaalin massayksikön lämpötilan nostamiseen yhdellä asteella.

**Kuvio 50.** Hiiliteräksen ominaislämpökapasiteetti lämpötilan funktiona



## 4.2.2 Lämpötila-analyysissä käytetyt lämmönsiirtymismekanismit

Lämmönsiirtoa tapahtuu aina lämpötilaerojen esiintyessä. Lämpötilaerot pyrkivät tasoittumaan ja lämpövirran suunta on korkeammasta lämpötilasta matalampaan lämpötilaan. Lämpöä siirtyy kolmella eri tavalla; johtumalla (konduktio), kuljettumalla (konvektio) ja lämpösäteilynä. Johtuminen on lämmön siirtymistä aineen sisällä tai aineesta toiseen, mikäli aineet ovat kosketuksissa toisiinsa. Tässä tutkimuksessa johtumista ei ole otettu huomioon lämpöanalyysin mallinnuksessa.

Rakenneosan pintaan vaikuttavat lämpörasitukset saadaan nettolämpövuon  $\dot{h}_{net}$  [W/m<sup>2</sup>] perusteella, joka määritetään laskemalla yhteen kuljettumalla ja säteilemällä tapahtuva lämmön siirtyminen. Standardin EN 1991-1-2 (2005) mukaan nettolämpövuoto määritetään kaavalla:

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad (4.3)$$

### 1) Kuljettuminen eli konvektio

Kuljettumisella eli konvektiolla tarkoitetaan lämpöenergian siirtymistä pinnan ja virtaavan kaasun tai pinnan ja virtaavan nesteen välillä. Tässä tapauksessa on kyseessä ilmavyöhykkeiden tiheyserosta johtuva lämmönsiirtyminen eli vapaa konvektio.

Nettolämpövuon kuljettumalla siirtyvä osa määritetään kaavasta:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m) \quad (4.4)$$

missä:

$\theta_m$  on rakenneosan pintalämpötila [°C].

Kuljettumisen lämmönsiirtokerroin  $\alpha_c$  ei ole materiaalivakio, vaan se vaihtelee välillä 5...25 W/m<sup>2</sup>K. Tässä tutkimuksessa käytetään arvoa  $\alpha_c = 22$  W/(m<sup>2</sup>K) standardin ISO 12241 (2008) mukaisesti.

Kaasun lämpötila palotilassa  $\theta_g$  [°C] lasketaan standardipalon ISO 834 (1999) kaavasta ( $t$  annetaan minuutteina):

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (4.5)$$

## 2) Säteily

Lämpösäteilyssä energia siirtyy pintojen välillä sähkömagneettisina aaltoina. Lämpösäteily ei tarvitse siirtymiseen väliainetta. Kahden pinnan välinen lämpösäteilyvirta on riippuvainen säteilevän eli lämpimämmän pinnan emissiivisyydestä sekä pintojen välisestä näkyvyyskertoimesta. Nettolämpövuon säteilemällä siirtyvä osa pinta-alayksikköä kohti määritetään kaavasta:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad (4.6)$$

missä:

$\Phi$  on näkyvyyskerroin (kun oletetaan, että tarkasteltava osa on kokonaan palon ympäröimä, voidaan käyttää arvoa 1),

$\varepsilon_m$  on rakenneosan pinnan säteilykerroin (käytetään arvoa 0.7),

$\varepsilon_f$  on palon säteilykerroin (tässä tutkimuksessa käytetään arvoa 1),

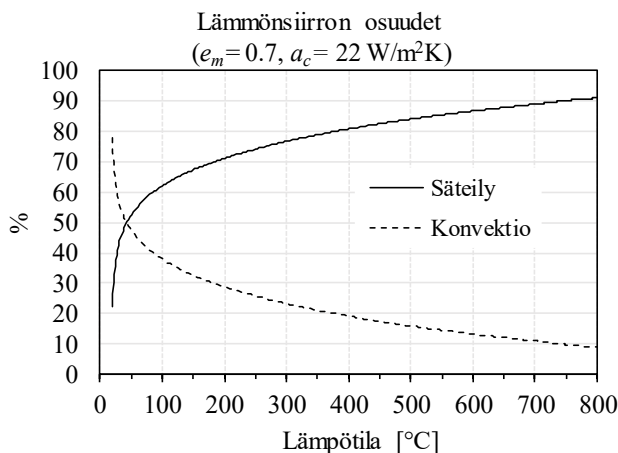
$\sigma$  on Stefan-Boltzmann -vakio =  $5.67 \cdot 10^{-8}$  [W/(m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>)],

$\theta_r$  on paloympäristön tehollinen säteilylämpötila [°C],

$\theta_m$  on rakenneosan pintalämpötila [°C].

Kuviosta 51 voidaan nähdä, että suojaamattoman teräksen pintaan tulevan säteilyn osuus kasvaa merkittäväksi vasta, kun lämpötilaero ympäristön ja rakenneosan välillä on yli 100 °C.

**Kuvio 51.** Suojaamattoman teräksen pintalämpötila



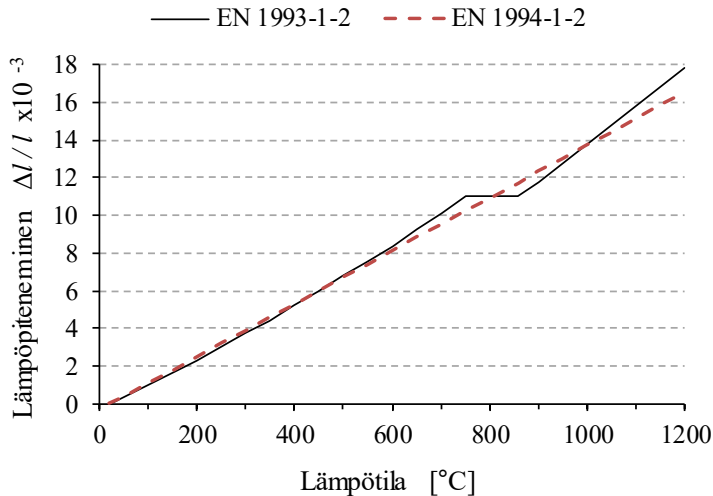
## 4.3 Mekaaninen analyysi

Mekaaninen analyysi tehdään 3D-elementtimallilla, joka on kuvattu kohdassa 4.1. Elementtimallia täydennetään lisäämällä siihen lämpöpiteneminen, reunaehdot, mekaaninen kuormitus ja lämpökuormitus. Abaquksessa kuormitus voidaan antaa kahdella tavalla. *Steady state* - tyyppisessä analyysissä lämpötila pysyy vakiona ja kuormitus kasvaa, jolloin saadaan selville testattavan rakenteen maksimikestävyys. *Transient* -tyyppisessä analyysissä lämpötilaa nostetaan kuormituksen pysyessä vakiona. Näin saadaan selville koekappaleen palonkesto aika. Tämän tutkimuksen koekappaleet kuormitettiin ensin mekaanisesti etukäteen määritellylle kuormitustasolle ja altistettiin tämän jälkeen standardipalon mukaiselle lämpörasitukselle.

### 4.3.1 Lämpöpiteneminen

Kuviossa 52 esitetään teräksen lämpöpiteneminen ( $\Delta l/l$ ) lämpötilan funktiona. Standardin EN 1994-1-2 (2006) kohdan 3.3 mukaan yksinkertaisissa laskentamalleissa lämpöpiteneminen ja teräksen lämpötilan välistä yhteyttä voidaan pitää lineaarisena.

**Kuvio 52.** Hiilliteräksen lämpöpiteneminen lämpötilan funktiona



Hiiliteräksen pituuden lämpölaajenemiskerroin  $\alpha$  saadaan derivoimalla lämpöpiteneksen lausekkeet lämpötilan suhteen.

### 4.3.2 Mekaaninen kuormitus

#### 1) Staattinen kuormitus

Elementtimallin TE1\* ( $t_p = 11.0$  mm) ulkoinen staattinen kuormitus oli 20 kN ja elementtimallin TE3\* ( $t_p = 20.3$  mm) 30 kN.

#### 2) Ruuvien esikuormitus

Ruuviliitoksen laskentamalli sisältää tyypillisesti sen osien välisen kontaktiprobleeman. Kontaktiprobleeman alussa kontaktiin tulevien pintojen välillä ei periaatteessa ole kontaktivoimia, vaikka rakoa näiden pintojen välillä ei olisikaan. Kontaktin syntyminen on voimakkaasti epälineaarinen tapahtuma, jonka käsittely laskennallisesti vaatii joskus "keinotekoisien" pakkosiirtymän. Tämän vuoksi ruuveja kuormitettiin pienellä pakkosiirtymällä heti ohjelman ensimmäisessä askelluksessa voiman vaikutussuuntaan (1E-007 N). Tällöin toivotaan, että syntyy "muunnettu alkutila", josta lähtevän tasapainoiteraation ja sitä täydentävän kontakti-iteraation avulla voidaan löytää varsinaista kuorma-askelta vastaava suppeneva ratkaisu.

Ruuvien varsinaisena esikuormituksena käytettiin arvoa 17400 N, mikä laskettiin kaavoista 4.7–4.8 lähteen (Airila et al. 2003, s.231) mukaan.

$$D_{km} = (d_K + D_B)/2 = (36 + 21)/2 = 28.5\text{mm} \quad (4.7)$$

missä:

$D_{km}$  on keskimääräinen kitkan vaikutusympyrän halkaisija [mm]

$d_K$  on kannan kantavan pinnan ulkohalkaisija [mm]

$D_B$  on ruuvien reiän halkaisija [mm].

$$F_M = 2M_A / (1.155 \mu_G d_2 \cdot + \mu_K D_{km} + P/\pi) = 17.4\text{ kN} \quad (4.8)$$

missä:

$M_A$  on ruuvien kiristysmomentti [Nm],

$\mu_G$  on ruuvien kierteen kitkakerroin,

$d_2$  ruuvien sisähalkaisija (m),

$\mu_K$  on ruuvien kannan (tai mutterin) ja sen alustan välinen kitkakerroin,



$P$  on ruuvien kierteen nousu.

### 3) Lämpökuormitus

3D-elementtimalliin liitetään rakenteen ulkopuolelta tuleva lämpökuorma *odb* -tyyppisenä tulostustiedostona.

# 5 KOETULOSTEN VERTAAMINEN 3D-ANALYYSIN TULOKSIIN

Tässä luvussa verrataan lämpötilan kehittymistä sekä pysty- ja vaakasiirtymiä liitoksissa koetulosten ja 3D-analyysin tulosten kesken. Käytetty elementtimalli on kuvattu edellisessä luvussa. Pystysiiirtymiä mitattiin siirtymäantureilla S1 ja S2, jotka oli kiinnitetty uunin ulkopuolisiin hydraulisiin tunkkeihin. Siirtymäantureiden S1 ja S2 mittaustuloksista vähennettiin koekappaleen ulokkeen kimmoinen taipuma.

Koekappaleiden siirtymää seurattiin myös manuaalisesti kahdella uunin ulkopuolelle sijoitetulla takymetreillä, joiden avulla tarkastelupisteiden siirtymiä voitiin seurata kaikissa kolmessa suunnassa.

## 5.1 Liitos TE1\*

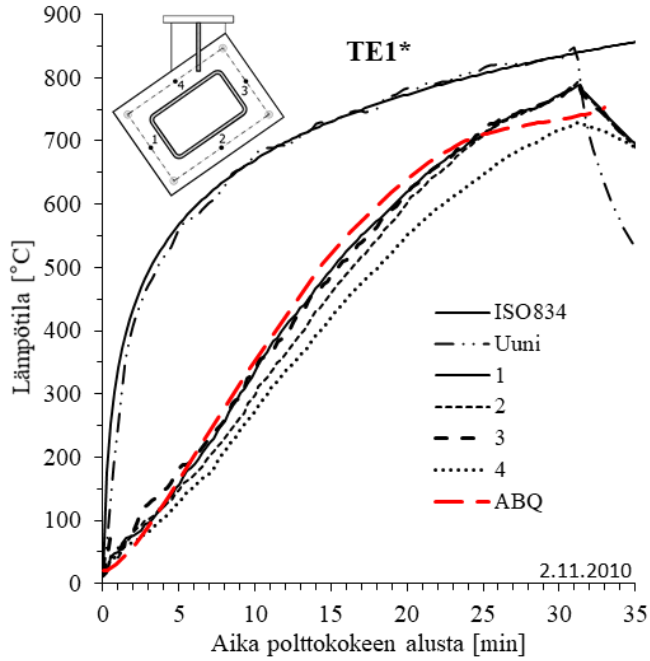
### 5.1.1 Lämpötilan jakautuminen

Kuvioissa 53–55 esitetään yksityiskohtaisesti kaikkien lämpöanturien koetulokset sekä 3D-analyysin keskiarvotulos. Kuvioista selviävää myös lämpöanturien paikat.

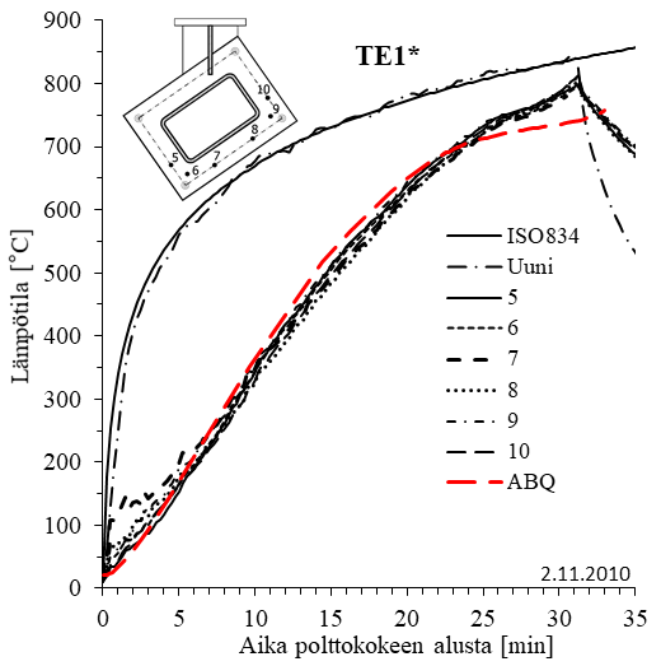
Tarkastellaan ensin lämpöantureita 1–4, jotka sijaitsivat päätylevyn keskipisteissä (kuvio 53). Lähimpänä keskitukea ollut lämpöanturi 4 lämpeni kaikkein hitaimmin. Kuten kuviosta voidaan todeta, 3D-analyysillä saatu samojen pisteiden keskiarvolämpötila oli jonkin verran suurempia kuin kokeista saadut päätylevyn keskipisteiden lämpötilat.

Kuviossa 54 esitetään koekappaleen alareunassa sijanneiden lämpöanturien 5–10 lämpötilat, jotka jakautuvat tasaisesti mittauspisteiden kesken. 3D-analyysin lämpötila vastasi melko hyvin suoritettun liitoskokeen lämpötilan kehitystä.

**Kuvio 53.** Koekappaleen TE1\*: Uunin ja lämpötila-antureista 1-4 mitatut lämpötilat sekä 3D-analyysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona

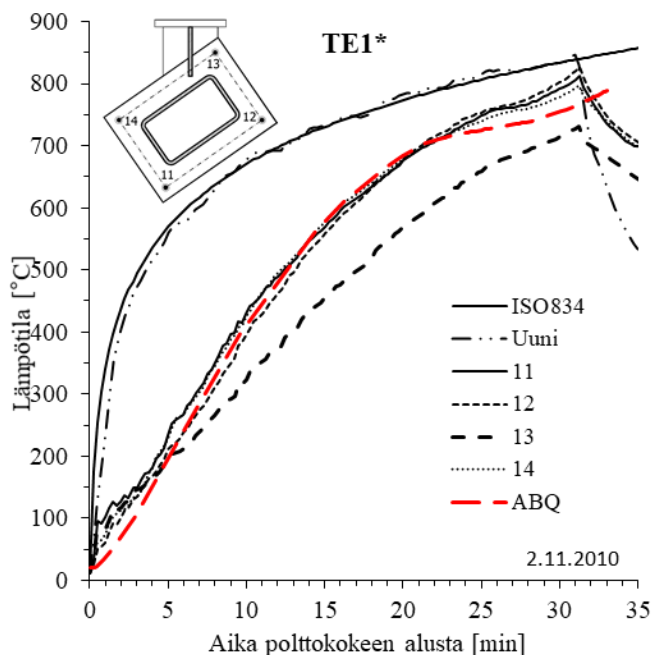


**Kuvio 54.** Koekappaleen TE1\*: Uunin ja lämpötila-antureista 5-10 mitatut lämpötilat sekä 3D-analyysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona



Kuviossa 55 tarkastellaan ainoastaan ruuvien 11–14 lämpenemistä ajan funktiona. Lähellä kuormitusalueita sijainneen ruuvin 13 lämpötila nousi huomattavasti muita ruuveja hitaammin. 3D-analyysin mukainen ruuvien keskiarvolämpötila vastaa suoritettua liitoskoetta ruuvien lämpötilan kehitystä, pois lukien ruuvi numero 13.

**Kuvio 55.** Koekappaleen TE1\*: Uunin ja lämpötila-antureista 11–14 mitatut lämpötilat sekä 3D-analyysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona



### 5.1.2 Koekappaleen ulokkeen pystysuuntainen siirtymä

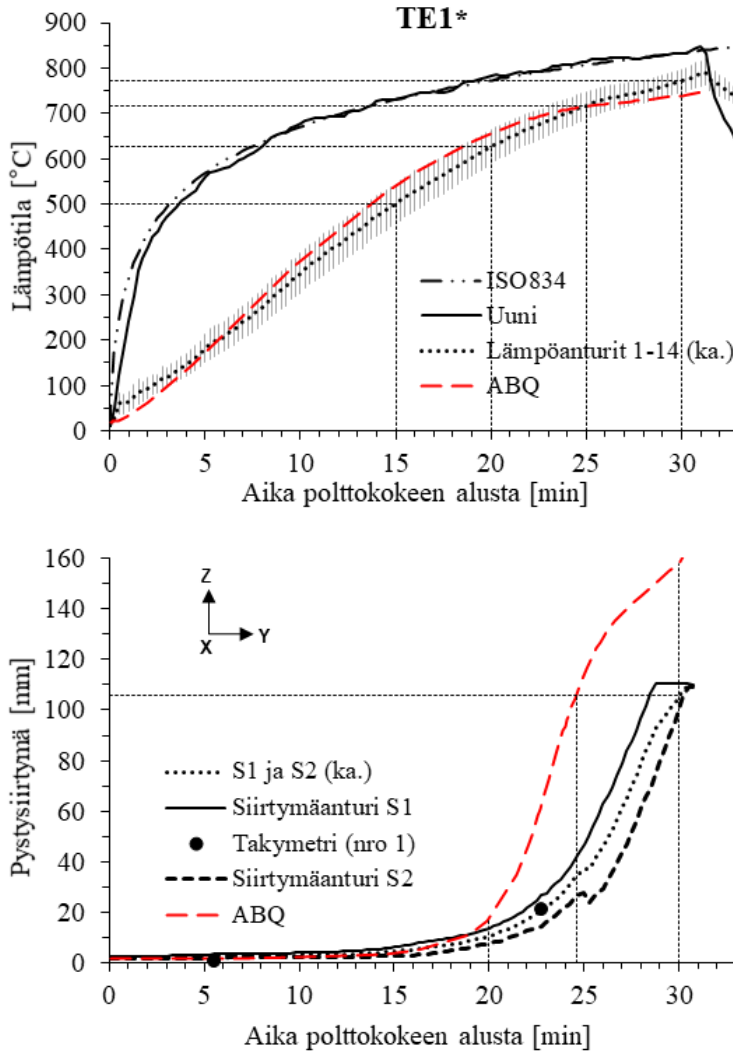
Kuvio 56 esittää kaikkien lämpöantureiden 1–14 keskihajonnan keskiarvolämpötila ja 3D-analyysillä määritetty liitoksen keskiarvolämpötila ajan funktiona (56a) sekä mitatut pystysuuntaiset siirtymät kuormitusajan funktiona (56b) polttokokeen alusta. Kokeen pystysuuntainen siirtymä voidaan luotettavasti mitata siirtymäantureilla 30 minuutin ajan.

Kuviossa 56a koko liitoksen 3D-analyysin tulosten mukainen lämpötilakäyrä pysyy keskihajonnan sisäpuolella ja seuraa melko hyvin lämpöantureiden keskiarvolämpötilakäyrää.

Kuviossa 56b nähdään kokeesta TE1\* mitatut vain muutamat helmipisteen numero 1 pystysuuntaiset siirtymät (ks. taulukko 10).

**Kuvio 56.** a) Koekappale TE1\*: Uunin lämpötila sekä liitoksen lämpötila määritettynä mittapisteet 1-14 keskihajonnan keskiarvona ja 3D-analyysillä määritetty liitoksen keskiarvolämpötila ajan funktiona. polttokokeen alusta.

b) Koekappale TE1\*: Liitoskoekappaleen ulokkeen pystysiiirtymä perustuen hydraulista tunkeista mitattuihin (S1 ja S2) sekä takymetrillä ja 3D-analyysillä määritettyihin tuloksiin ajan funktiona polttokokeen alusta



Taulukossa 15 on esitetty yhteenveto kuvioden 56a ja 56b pystysiiirtymistä ja lämpötiloista ajan funktiona. Sekä koekappaleen, että 3D-analyysin pystysiiirtymät olivat yhteneviä ensimmäiset 20 minuuttia. Heti tämän jälkeen 3D-analyysillä saatu siiirtymä alkoi huomattavasti kasvaa verrattuna kokeesta saatuihin arvoihin.

Koekappaleen pystysuuntainen siirtymä oli 30 minuutin kohdalla samansuuruinen kuin 3D-analyysin pystysuuntainen siirtymä 25 minuutin kohdalla. Kokeen lopussa siirtymien ero oli 53 mm.

**Taulukko 15.** Liitoksen TE1\* lämpötilojen ja siirtymien riippuvuus.

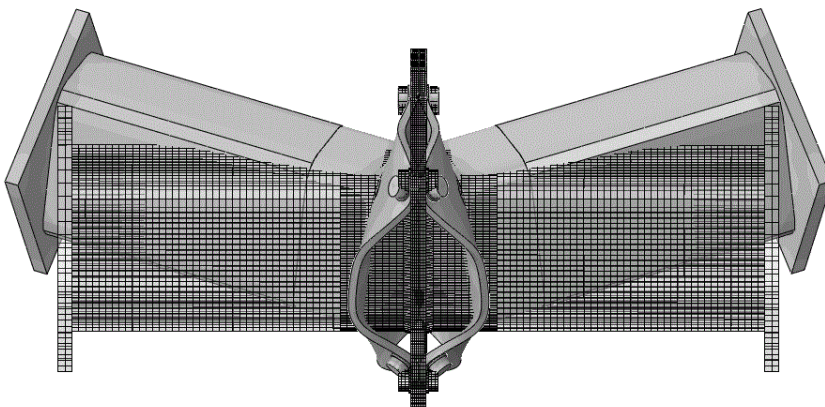
Aika [min]	Koe		ABQ	
	mm	°C	mm	°C
15	5	501	5	530
20	11	627	17	655
25	37	717	<b>116</b>	716
30	<b>105</b>	772	158	739

Suuren siirtymäeron voi osittain selittää tunkkien voiman laskeminen noin 20 minuutin kuormituksen alkamisen jälkeen (ks. kuvio 30). Lisäksi 3D-elementtimallinnuksessa käytettiin ruuvin venymän nimellisarvoja, koska todellista venymää ei testattu.

### 5.1.3 Vaakasiirtymä

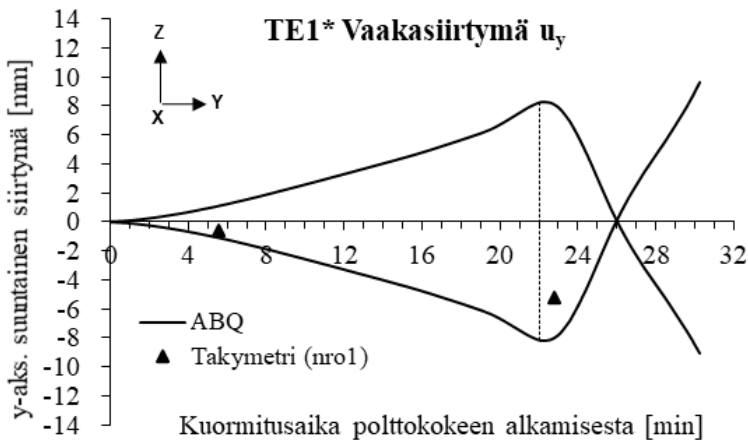
Havainnekuva 57 esittää 3D-elementtimallia laskennan alku- ja lopputilanteessa. Vaakasiirtymiä otettiin takymetrilla mittapisteistä, joiden sijainti selviää kuviosta 24. 3D-analyysistä saaduille helmikohtien sivulle ( $u_y$ ) ja eteenpäin ( $u_x$ ) siirtymille ei ole kunnollista vertailudataa, koska tarymetreillä saatiin mitattua vain muutama vasemmanpuoleisen helmipisteen (taulukko 10, nro 1) siirtymä.

**Kuvio 57.** Havainnekuva 3D-elementtimallin siirtymistä

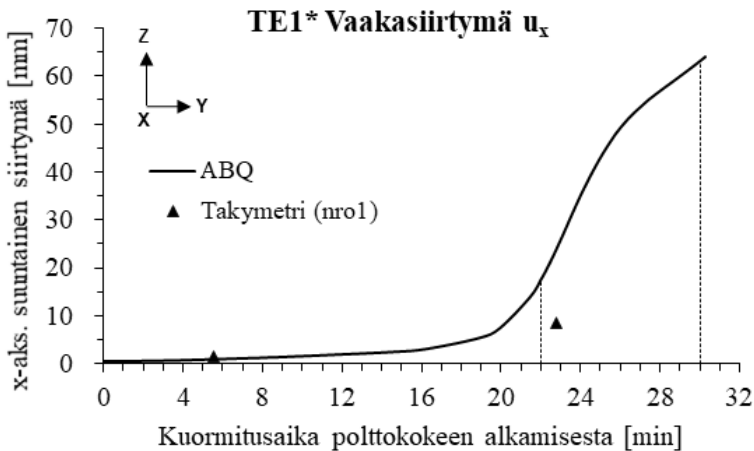


Kuvioissa 58 ja 59 nähdään 3Delementtimallista sekä takumerillä manuaalisesti saadut vaakasiirtymät. Koekappaleen molemmat päät siirtyivät 8 mm y-akselin suuntaan 22 minuutin kuluttua kokeen alkamisesta ja samaan aikaan koekappaleen molemmat päät siirtyivät x-akselin suuntaan (luukkuihin päin) noin 20 mm. Vaakasiirtymän y-suunta vaihtui päätylevyn muodonmuutoksen vuoksi 25 minuutin kuormitusajan jälkeen. Lopullinen y-akselin suuntainen vaakasiirtymä oli noin 11 mm molempiin suuntiin ja x-akselin suuntainen siirtymä oli noin 67 mm.

**Kuvio 58.** Liitoksen TE1\* vaakasiirtymä  $u_y$  kuormitusajan funktiona polttokokeen alkamisesta



**Kuvio 59.** Liitoksen TE1\* eteenpäin siirtymä  $u_x$  kuormitusajan funktiona. polttokokeen alkamisesta



## 5.2 Liitos TE3\*

### 5.2.1 Lämpötilan jakautuminen

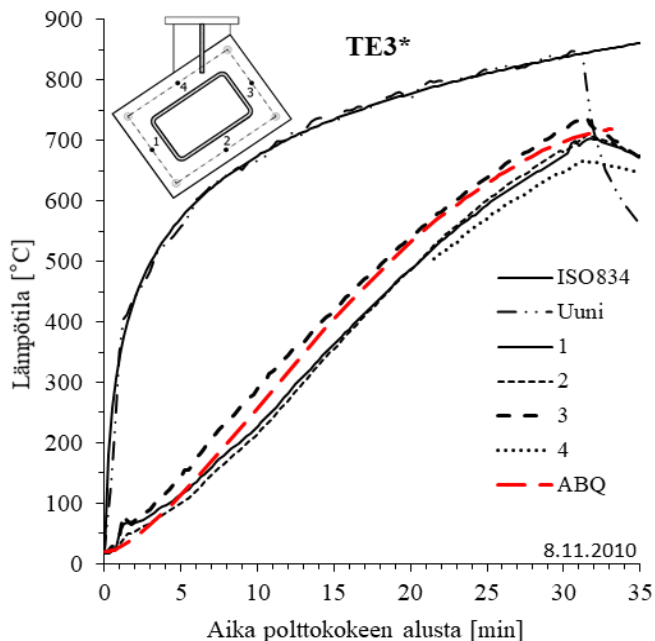
Kuvioissa 60–62 esitetään yksityiskohtaisesti kaikkien lämpöanturien koetulokset sekä 3D-analyysin vastaava keskiarvotulos. Kuvista selviävät myös lämpöanturien paikat.

Lämpöanturit 1–4 sijaitsivat päätylevyn keskipisteissä (60). Lähimpänä keskitukea sijainneesta lämpöanturista numero 4 ei saatu kaikkia tuloksia. 3D-analyysistä saatu samojen pisteiden keskiarvolämpötila vastasi hyvin kokeista saatuja päätylevyn keskipisteiden lämpötiloja.

Lämpöanturit 5–10 sijaitsivat koekappaleen alareunassa (kuvio 61), missä tapahtui myös liitoksen suurin siirtymä. Lämpötila jakautui tasaisesti mittauspisteiden kesken. 3D-analyysin tulos vastasi hyvin suoritettua liitoskokeen lämpötilan kehitystä.

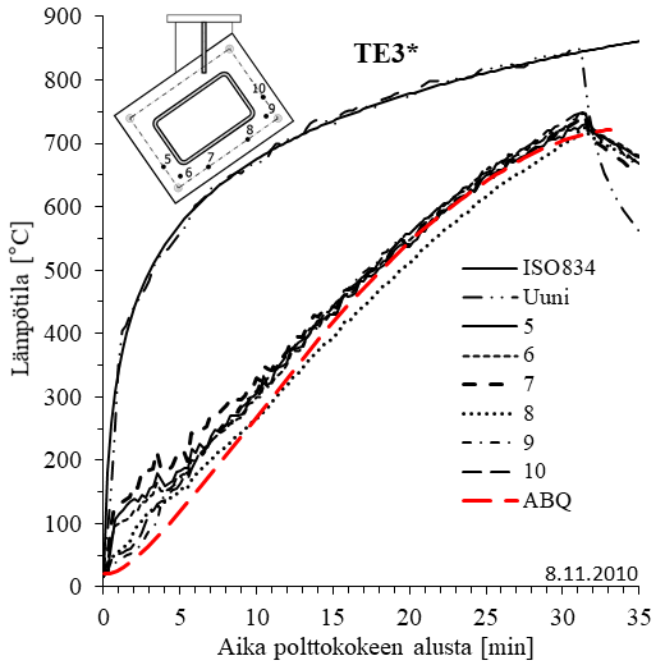
Kuviossa 62 tarkastellaan ainoastaan ruuvien 11-14 lämpenemistä ajan funktiona. Ruuvien 14 lämpötila nousi huomattavasti muita ruuveja hitaammin. Ruuvien 11 ja 12 lämpötilakäyrät seurasivat 3D-analyysin keskiarvolämpötilakäyrää. Lähinnä kuormitusalueeseen sijainnut ruuvi 13 lämpeni eniten.

**Kuvio 60.** Koekappaleen TE3\*: Uunin ja lämpötila-antureista 1-4 mitatut lämpötilat sekä 3D-analyysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona

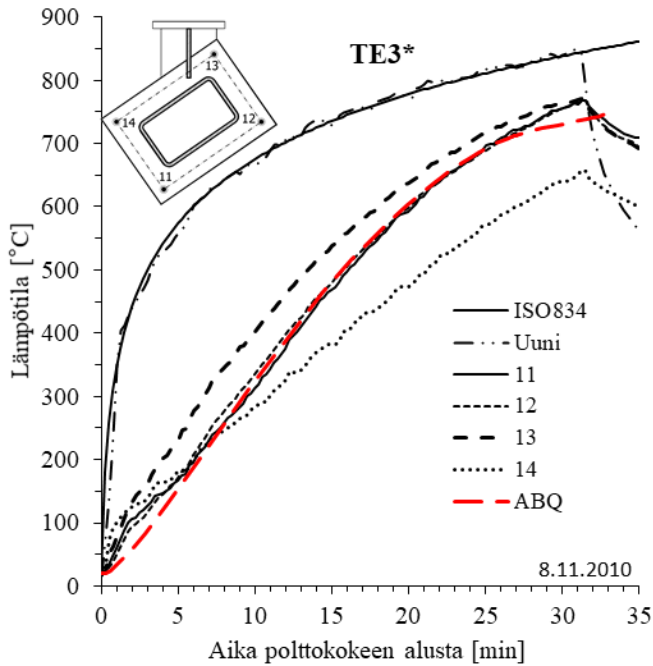




**Kuvio 61.** Koekappaleen TE3\*: Uunin ja lämpötila-antureista 5-10 mitatut lämpötilat sekä 3D-analysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona



**Kuvio 62.** Koekappaleen TE3\*: Uunin ja lämpötila-antureista 11-14 mitatut lämpötilat sekä 3D-analysillä määritetty samojen pisteiden keskiarvolämpötila ajan funktiona



## 5.2.2 Koekappaleen ulokkeen pystysiiirtymä

Kuviossa 63 näytetään kaikkien lämpöantureiden 1–14 keskihajonnan keskiarvolämpötila ja 3D-analyysin liitoksen keskiarvolämpötila ajan funktiona kokeen alkamisesta (63a) sekä mitatut pystysiiirtymät kuormitusajan funktiona (63b) polttokokeen alkamisesta. Kokeen pystysiiirtymää voitiin luotettavasti mitata siirtymäantureilla 30 minuutin ajan.

Kuviossa 63a nähdään, koko liitoksen 3D-analyysin mukainen keskiarvokäyrä on yhtenevä päätylevyn keskihajonnan keskiarvolämpötilakäyrän kanssa.

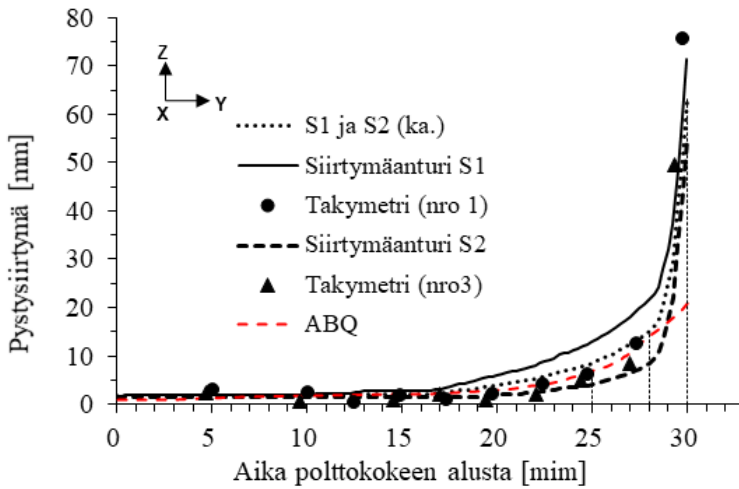
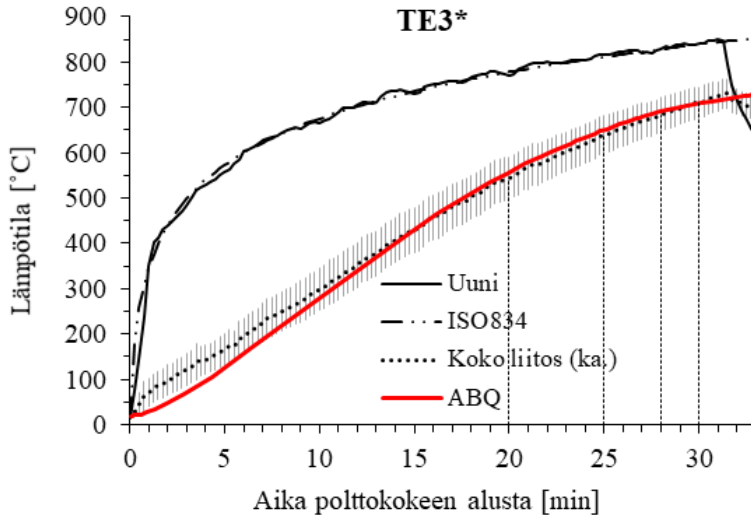
Kuviossa 63b nähdään kokeesta TE3\* mitatut ulokkeen ja 3D-analyysin pystysiiirtymät ajan funktiona. polttokokeen alusta. Helmipisteiden 1 ja 3 pystysiiirtymät (ks. taulukko 13), jotka on laskennallisesta siirretty ulokkeen päähän.

Taulukossa 16 on esitetty yhteenveto kuvioiden 63a ja 63b pystysiiirtymistä ja lämpötiloista ajan funktiona. Kun kuormitusta oli kestänyt 20 minuuttia, liitoksen pystysiiirtymät olivat molemmissa tapauksissa muutaman millin suuruisia ja liitoksen lämpötila oli noin 550 °C. Kun koekappaletta oli kuormitettu 28 minuutin ajan koekappaleen ja 3D-analyysin pystysiiirtymät ovat samansuuruiset. Viimeinen koetulos on tilanteesta, kun alimman ruuvin ja mutterin kierteiden tartunta petti ja liitoksen siirtymä kasvoi voimakkaasti.

**Taulukko 16.** Liitoksen TE3\* lämpötilojen ja pystysiiirtymien riippuvuus.

Aika [min]	Koe		ABQ	
	mm	°C	mm	°C
20	4	543	3	555
25	9	640	7	650
28	<b>15</b>	683	<b>14</b>	690
30	63	710	21	710

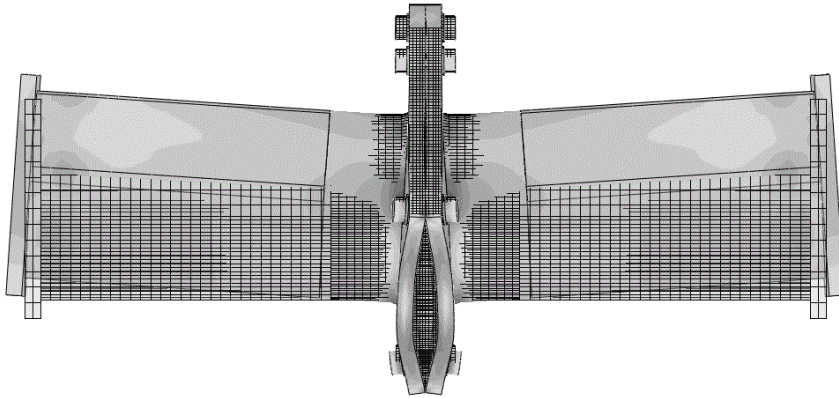
**Kuvio 63.** a) Koekappale TE3\*: Uunin lämpötila sekä liitoksen lämpötila määritettynä mittapisteeet 1–14 keskihajonnan keskiarvona ja 3Danalyysillä määritetty liitoksen keskiarvolämpötila ajan funktiona. polttokokeen alusta  
 b) Koekappale TE3\*: Liitoskoekappaleen ulokkeen pystysiirtymä perustuen hydraulista tunkeista mitattuihin (S1 ja S2) sekä takymetrillä ja 3D-analyysillä määritettyihin tuloksiin ajan funktiona polttokokeen alusta



### 5.2.3 Vaakasiirtymä

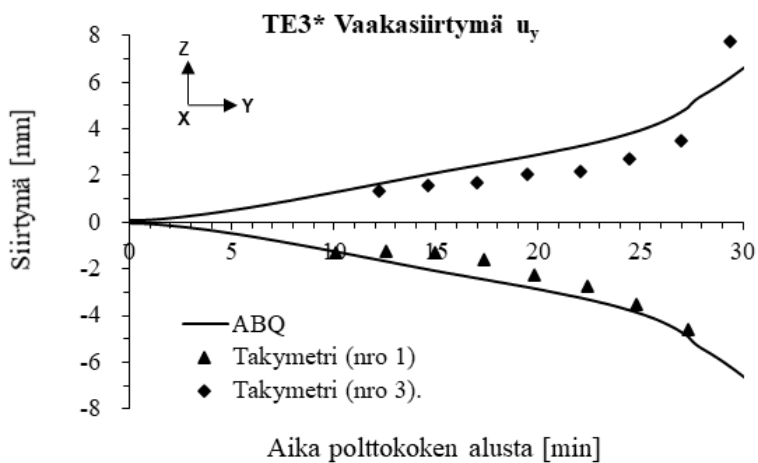
Havainnekuvio 64 esittää 3D-elementtimallin alku- ja lopputilannetta. Vaakasiirtymiä otettiin takymetrilla mittapisteistä, joiden sijainti selviää kuviosta 24. 3D-elementtimallin vertailudata otettiin samoista kohdista.

**Kuvio 64.** Havainnekuva 3D-elementtimallin siirtymistä

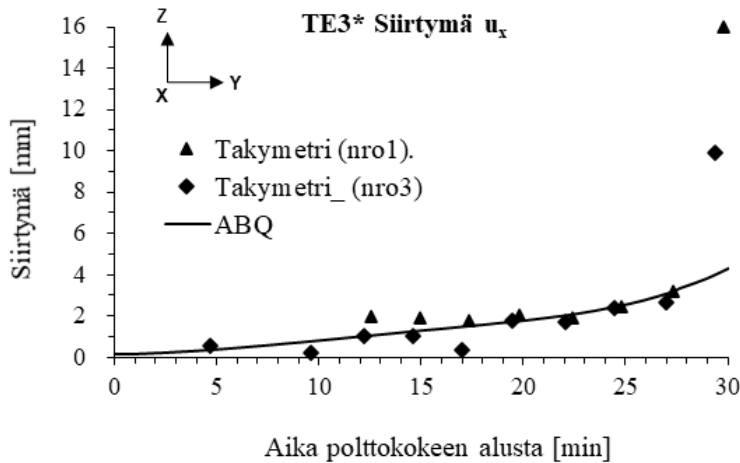


Takymetreillä saatu mittaustiedosto seuraa melko hyvin 3D-analyysin vaakasiirtymäkäyriä (kuviot 65 ja 66). Maksimi vaakasiirtymäksi y-akselin suuntaan saatiin 8 mm. Kuviossa 66 on havaittavissa koekappaleen suuri x-akselin suuntainen 'eteenpäin siirtymä'.

**Kuvio 65.** Liitoksen TE3\* vaakasiirtymä kuormitusajan funktiona. polttokokeen alusta



Kuvio 66. Liitoksen TE3\* vaakasiirtymä kuormitusajan funktiona



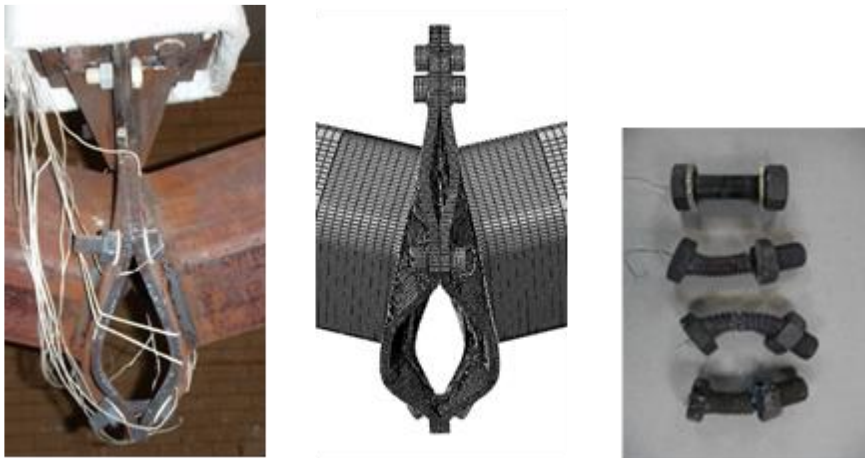
### 5.3 Johtopäätökset

Kahden palokokeen perusteella voidaan tehdä vain suuntaa antavia johtopäätöksiä päätylevyn paksuuden vaikutuksesta liitoksen käyttäytymiseen. Ohuen päätylevyn muodonmuutokset olivat huomattavasti suurempia kuin paksumman päätylevyn.

Kokeiden TE1\* ( $t_p = 11$  mm) ja TE3\* ( $t_p = 20.3$  mm) päätylevyjen lämpeneminen vastasi hyvin 3D-elementtimallin lämpötilan kehitystä. Lämpöanalyysiin valitut lämmönsiirtymiskerroin  $22 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  ja säteilykerroin  $0.7$  korreloivat hyvin koetuloksia.

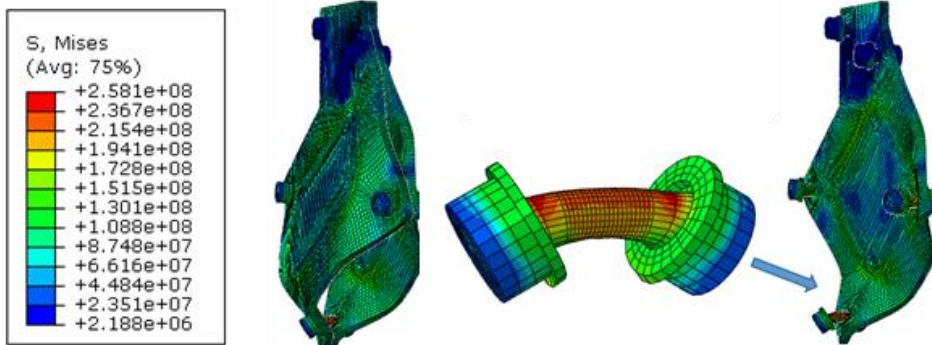
Kuvio 67 esittää koekappaleen TE1\* ja 3D-elementtimallin mukaisia pysyviä muodonmuutoksia polttokokeen jälkeen. 3D-elementtimallin muodonmuutokset vastaavat tilannetta hetkellä 31 minuuttia kokeen alkamisesta. Keskeinen syy murtumiseen johtui teräksen lujuuden ja jäykkyyden menetyksestä, mikä ilmeni päätylevyjen suurina muodonmuutoksina. Suurista muodonmuutoksista liitoskomponentteihin aiheutui vipuvoimista johtuvia lisärasituksia.

**Kuvio 67.** Koekappaleen TE1\* päätylevyn suuri muodonmuutos



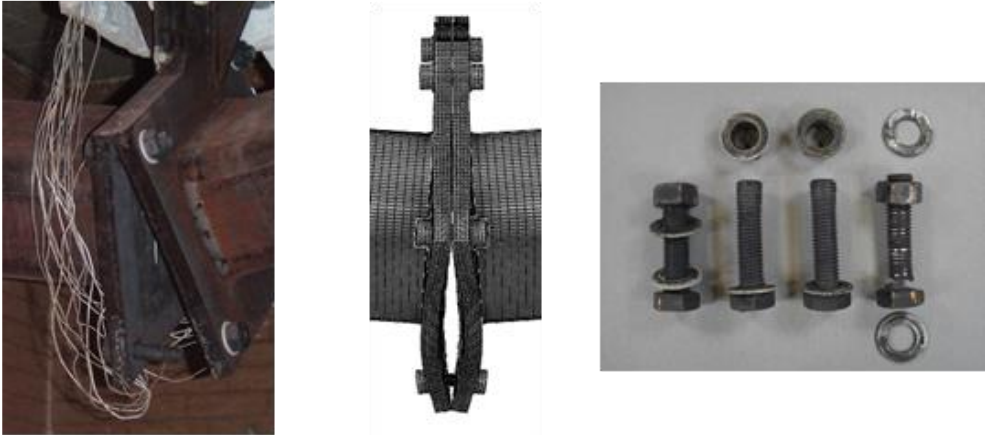
Kuvio 68 esittää 3D-elementtimallin TE1\* liitoksen von Mises vertailujännityksen (VVEH) tasa-arvokäyrät, joista nähdään vallitsevat jännitystasot [MPa]. Suurin jännitys kohdistui alimpaan ruuviin, jossa on havaittavissa kuroumaa. Päätylevyn taivutetuilla laipoilla jännitykset olivat suurempia kuin keskiosassa, koska putket tukivat päätylevyjä.

**Kuvio 68.** Kokeen TE1\* liitoksen tasa-arvokäyriä



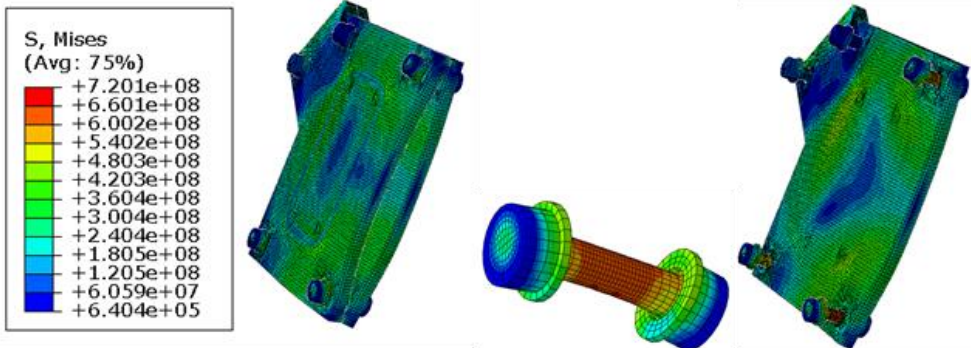
Kuvio 69 esittää koekappaleen TE3\* ja 3D-elementtimallin pysyviä muodonmuutoksia polttokokeen jälkeen. 3D-elementtimallin muodonmuutokset vastaavat tilannetta hetkellä 31 minuuttia kokeen alkamisesta. Koekappale TE3\* testi lopetettiin, kun alimman ruuvien kierteiden tartunta petti. Huomattavaa vipuvoiman vaikutusta ei tässä vaiheessa ilmennyt. 3D-elementtimallin murtuminen tapahtuu, kun ruuvien vetokestävyys ylittyi, T-osa myötäsi, mutta siihen ei ehti kehittyä myötömekanismeja. Päätylevyissä ei tapahtunut suuria muodonmuutoksia.

**Kuvio 69.** Liitoksen TE3\* muodonmuutos kokeen lopussa



Kuviossa 70 on esitetty koekappaleen TE3\* liitoskomponenttien elementtimalleilla määritetyt von Mises vertailujännitysten (VVEH) tasa-arvokäyrät, joista nähdään vallitsevat jännitystasot [MPa] ajan hetkellä 31 minuttia polttokokeen alkamisesta. Suurin jännitys kohdistui alimpaan ruuviin. Päätylevyn taivutetuilla laipoilla jännitykset olivat suurempia kuin keskiosassa, koska putkiprofiilin seinämät jäykistävät päätylevyjen keskiosaa. Paksu levy deformoitui huomattavasti vähemmän kuin ohut levy.

**Kuvio 70.** Koe TE3\* liitoksen tasa-arvokäyriä kokeen lopussa



# 6 JATKOSLIITOKSEN KOMPONENTTIMALLI PALOTILANTEESSA

Liitosten kestävyys- ja jäykkyysominaisuudet korkeissa lämpötiloissa voidaan määrittää soveltaen standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitettyjä kaavoja sekä ottamalla huomioon päätylevylle ja ruuveille standardissa EN 1993-1-2 (2005) esitetyt lämpötilasta riippuvat lujuuden ja jäykkyyden pienennystekijät (taulukko 17). Tässä kappaleessa esitetään komponenttimallin mukaiset laskentakaavat päätylevyliitoksen veto- ja taivutuskestävyyksien määrittämiseksi korkeissa lämpötiloissa.

## 6.1 Teräksen ja ruuvien mekaaniset ominaisuudet korkeissa lämpötiloissa

Korkeissa lämpötiloissa rakenneteräksen lujuusominaisuudet heikenevät, mikä voidaan ottaa huomioon standardin EN 1993-1-2 (2005) kohdan 3 mukaisesti kolmella lämpötilasta riippuvalla pienennystekijällä. Nämä parametrit ovat teräksen suhteellisuusrajan, myötörajan ja kimmokertoimen pienennystekijät. Ruuvien lämpötilasta riippuvat lujuuden pienennystekijät esitetään standardin EN 1993-1-2 (2005) taulukossa D.1. Nämä pienennystekijät on koottu taulukkoon 17. Ruuveille ei anneta kimmokertoimen pienennystekijöitä, joten käytetään laskennassa rakenneteräksen arvoja.

Kuviosta 71 nähdään, että rakenneteräksen jäykkyys ja suhteellisuusraja pienenevät, kun lämpötila on yli 100 °C. Rakenneteräs alkaa menettää lujuuttaan 400 °C lämpötilassa. Yli 400 °C lämpötilassa rakenneteräksessä tapahtuu myös viskoplastista ajasta riippuvaa jännityksen alaisena tapahtuvaa muodonmuutosta eli virumista. Virumisen vaikutus on otettu välillisesti huomioon standardin materiaalimalleissa käyttäen perusmateriaalin testauksessa transienttia vetokoetta. Kuviosta 71 nähdään, että hiiliteräksen kimmokerroin on pienentynyt noin 70 prosenttia ja lujuus alentunut puoleen, kun teräksen lämpötila on noussut tasolle 600 °C.

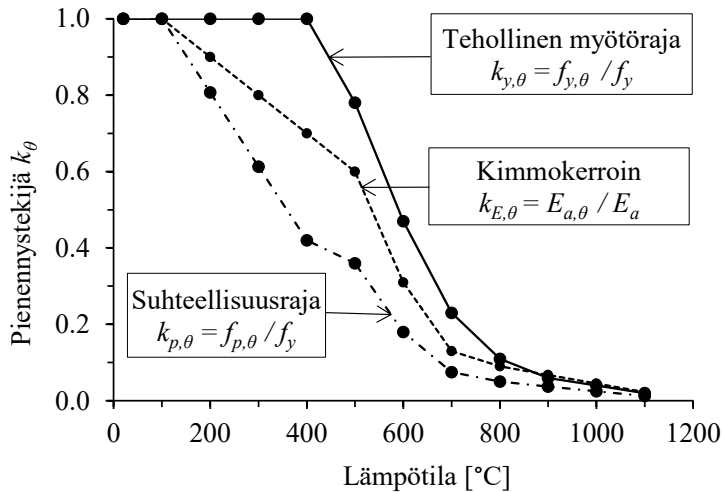


**Taulukko 17.** Standardin EN 1993-1-2 (2005) mukaiset teräksen ja ruuvien materiaaliominaisuuksien pienennystekijät korkeissa lämpötiloissa

Lämpö [°C]	Hiiliteräs			Ruuvit
	$k_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{f_{y,20^\circ C}}$	$k_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_{y,20^\circ C}}$	$k_{E,\theta} = \frac{E_{a,0}}{E_{a,20^\circ C}}$	$k_{b,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{f_{y,20^\circ C}}$
20	1.00	1.00	1.00	1.000
100	1.00	1.00	1.00	0.968
200	0.807	1.00	0.90	0.935
300	0.613	1.00	0.80	0.903
400	0.420	1.00	0.70	0.775
500	0.360	0.78	0.60	0.550
600	0.180	0.47	0.31	0.220
700	0.075	0.23	0.13	0.100
800	0.050	0.11	0.09	0.067
900	0.0375	0.06	0.0675	0.033

Huom. Väliarvot lämpötilan suhteen saadaan lineaarista interpolointia käyttäen.

**Kuvio 71.** Pienennystekijöiden muuttuminen lämpötilan funktiona

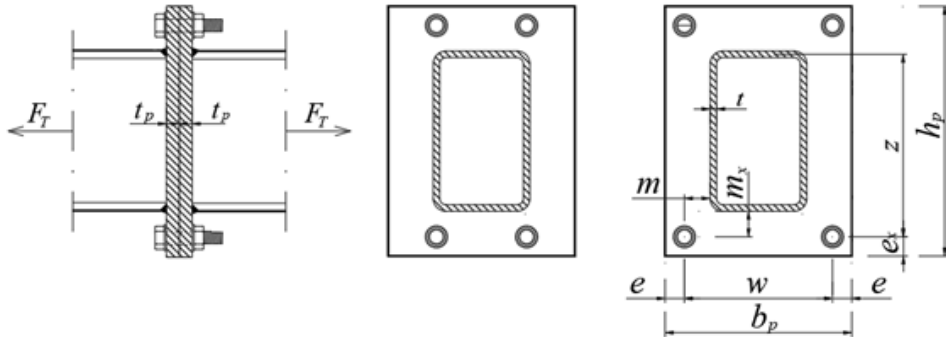


## 6.2 Liitoksen vetokestävyys

Tarkastellaan kuviossa 72 esitetyn rakenneputken jatkosliitoksen toimintaa korkeissa lämpötiloissa, kun sitä rasittaa aksiaalinen veto. Jatkosliitoksen ruuvit voivat sijaita

profiililinjän sisäpuolella, profiililinjalla tai päätylevyn kulmissa. Tällaisen liitoksen kestävyden laskentakaavat huoneenlämpötilassa on esitetty lähteessä Perttola (2017, Liite A5).

**Kuvio 72.** Ulokkeellinen vedetty jatkosliitos



Jatkosliitoksen yksittäiseen vedettyyn ruuviriviin liittyvän T-osan kestävyden mitoitusarvo huoneenlämpötilassa  $F_{T,Rd}$  voidaan laskea kaikille kolmelle kohdassa 2.2.1 esitetyle murtumismallille taulukossa 2 esitetyillä laskentakaavoilla. Vetokestävyden mitoitusarvoksi valitaan näistä arvoista pienin. Liitoksen vetokestävyys korkeissa lämpötiloissa voidaan tämän jälkeen laskea kaavalla:

$$F_{j,\theta,Rd} = k_{y,\theta} \cdot F_{T,Rd} [\gamma_{M,0}/\gamma_{M,fi}] \quad (6.1)$$

missä:

$F_{T,Rd}$  on ekvivalentin T-osan laipan vetokestävyden mitoitusarvo huoneenlämpötilassa,

$k_{y,\theta}$  on teräksen lämpötilasta riippuva tehollisen myötörajan pienennystekijä (taulukko 17).

Osavarmuuslukujen  $\gamma_M$  arvot esitetään standardien EN 1993-1-1 (2005) ja EN 1993-1-2 (2005) kansallisissa liitteissä. Teräksen mekaanisille ominaisuuksille esitetyt arvot ovat  $\gamma_{M0}=1.0$  ja palotilanteessa  $\gamma_{M,fi} = 1.0$ . Kun standardin mukaisia tuloksia verrataan koetuloksiin osavarmuusluvulle käytetään arvoa 1.0.

Yksittäisen ruuvin vetokestävyden mitoitusarvo korkeissa lämpötiloissa lasketaan kaavasta (EN 1993-1-2, 2005, kaava D.3):

$$F_{ten,t,Rd} = F_{t,Rd} k_{b,\theta} \gamma_{M2}/\gamma_{M,fi} = 0.9 f_{ub} A_s k_{b,\theta} / \gamma_{M,fi} \quad (6.2)$$

missä:

$F_{t,Rd}$  on yksittäisen ruuvin vetokestävyuden mitoitusarvo huoneenlämpötilassa (kaava 2.8),  
 $k_{b,\theta}$  ruuvin lämpötilasta riippuva lujisuuden pienennystekijä (taulukko 17),  
 $\gamma_{M0} = 1.0$ .

## 6.2.1 Vetokomponentin jäykkyys

Vetokomponentin alkujäykkyys yhtä levyn nurkkaa kohti lasketaan kaavasta:

$$S_{j,\theta,ini} = k_{E,\theta} E_a k_{eff} / 2 \quad (6.3)$$

missä:

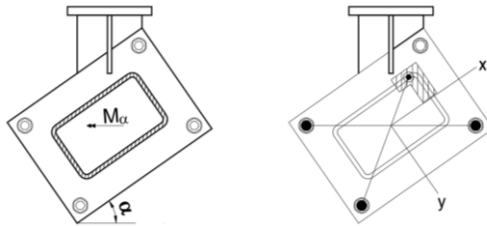
$E_a$  on teräksen kimmokerroin huoneenlämpötilassa,  
 $k_{eff}$  on ruuvirivin tehollinen jäykkyystekijä (kaava 2.12).

## 6.3 Liitoksen tarkastelu kaksiakσιαalisessa taivutuksessa

Liitoksen osissa ja komponenteissa vaikuttavia rasituksia voidaan arvioida kohdassa 2.1 esitetyn kolmiulotteisen komponenttimallin ja 3D-analyysin tulosten avulla. Korkeissa lämpötiloissa ruuvien ja teräsosien materiaaliominaisuudet heikkenevät, mikä tulee ottaa huomioon määrittettäessä *connector* -elementtien jäykkyyksiä ja lujuuksia. Liitoksen taivutuskestävyys ja kiertymisjäykkyys voidaan määrittää kohdan 2.1 ja 2.3 mukaisesti. Lämpötilan vaikutukset voidaan määrittää taulukossa 17 esitettyjen pienennystekijöiden avulla.

Kuviossa 73 on esitetty periaatekuva kaksiakσιαalisen taivutusmomentin rasittamasta jatkosliitoksesta. Kuvassa on oletettu, että liitoksen ruuveista kolmeen kohdistuu vetorasitus ja puristusjäännitykset välittyvät putkiprofiilin yhden kulman kautta.

**Kuvio 73.** Jatkosliitos kaksiakselisessa taivutuksessa: Taivutusmomentti  $M_\alpha$  annetaan heikon ja vahvan suunnan momenttien ( $M_x$ ,  $M_y$ ) avulla ja sijoitetaan profiilin keskipisteeseen. Aktiiviset vedetyt komponentit ja puristuskomponentin mahdollinen sijaintialue on esitetty kuvassa



### 6.3.1 Liitoksen taivutuskestävyys

Kaksiakselisesti taivutettu liitos pääsee kiertymään, kun liitosta rasittaa keskikohtaan sijoitetut pääakselien suuntaiset taivutusmomentit. Jäykkä taso ei deformoidu. Jatkosliitoksen taivutuskestävyyden mitoitusarvo kaksiakselisessa taivutuksessa korkeissa lämpötiloissa voidaan laskea seuraavasti:

$$M_{j,\theta,Rd,\alpha} = \sum_{r=1}^3 k_{y,\theta} h_r F_{r,T,Rd} \quad (6.4)$$

missä:

$k_{y,\theta}$  on teräksen lämpötilasta riippuva tehollisen myötörajan pienennystekijä. Muut kaavan (6.4) parametrit voidaan määrittää kohdassa 2.1 esitettyjen kaavojen avulla.

### 6.3.2 Liitoksen kiertymisjäykkyys

Ruuveilla kiinnitetyn päätylevyliitoksen, joissa on vähintään kaksi vedettyä ruuviriviä, kiertymisjäykkyyden alkuarvo kaksiakselisessa taivutuksessa korkeissa lämpötiloissa (jäykkyyssuhde  $\mu = 1$ ) voidaan laskea kaavasta:

$$S_{j,\theta,ini} = E_{a,\theta} z_{eq}^2 / (1/k_{eg}) = k_{E,\theta} E_a z_{eq}^2 / (1/k_{eg}) \quad (6.5)$$

missä:

$k_{E,\theta}$  on teräksen lämpötilasta riippuva kimmokertoimen pienennystekijä, joka voidaan määrittää taulukon 17 avulla.

Muut kaavan (6.5) parametrit voidaan määrittää kohdassa 2.3 esitettyjen kaavojen avulla.

# 7 KOMPONENTTIMALLIN SOVELTAMINEN VEDETTYJEN JA KAKSIAKSAALISESTI TAIVUTETTUIJEN JATKOSLIITOSTEN PALOMITOITUKSEEN

Tässä kappaleessa arvioidaan numeeristen esimerkkien avulla kappaleessa 6 esitetyn komponenttimallin soveltuvuutta jatkosliitoksen palomitoitukseen. Arviointi toteutetaan vertaamalla menetelmän mukaisia tuloksia 3D-analyysin tuloksiin. Numeerinen malli on validoitu ja verifioitu kokeellisen tutkimuksen avulla ja sen katsotaan edustavan liitoksen todellista käyttäytymistä.

Laskuesimerkeissä tarkastellaan rakenneputken ulokkeellisen jatkosliitoksen kestävyyttä ja kiertymisjäykkyyttä korkeissa lämpötiloissa tapauksissa, joissa ruuvit sijaitsevat päätylevyn kulmissa ja profiililinjan ulkopuolella. Kestävyysien laskennassa sovelletaan edellä esitettyjä standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaisia kaavoja sekä nurkkamekanismien tehollisia pituuksia. Päätylevyn ja ruuvien lämpötilasta riippuvat lujuudet ja jäykkyydet määritetään soveltaen standardin EN 1993-1-2 (2005) mukaisia pienennystekijöitä. Komponenttimenetelmällä laskettuja tuloksia verrataan 3D-analyysin avulla määritettyihin kestävyysarvoihin. Esimerkkitapaukset sisältävät aksiaalisesti vedetyn jatkosliitoksen ja koekappaleita TE1\* ja TE3\* vastaavat aksiaalisesti taivutuksen rasittamat jatkosliitokset. Tuloksia verrataan myös vastaaville liitoksille normaalilämpötilassa tehtyihin laskelmiin (Perttola 2017, Liite A5).

Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* polttokokeet tehtiin siten, että kuormitus pidettiin vakiona, mutta uunin lämpötilaa nostettiin liitoksen murtumiseen asti. Seuraavissa laskuesimerkeissä jatkosliitos mallinnetaan siten, että lämpötila pysyy vakiona, mutta liitoksen ulkoista staattista kuormitusta kasvatetaan. Toteutus vastaa tällöin aiemmin huoneenlämpötilassa tehtyä kahta kolmen pisteen taivutuskoea (Perttola & Heinisuo 2011).

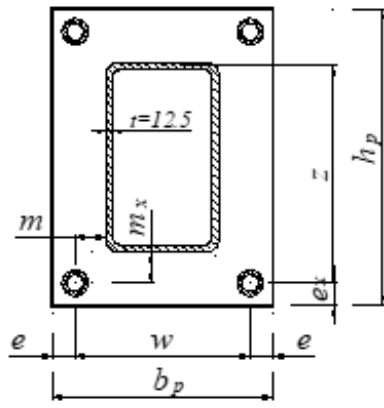
Vedetylle jatkosliitokselle ei ollut käytettävissä kokeellisia tuloksia. Nämä kuormitustapaukset haluttiin kuitenkin sisällyttää tutkimukseen, koska niiden avulla voitiin tarkastella vastakkain oleviin päätylevyihin syntyvien muodonmuutosten sekä

näistä aiheutuvien vipuvoimien vaikutuksia ruuvivoimiin. Vipuvoimat kasvattavat ruuvivoimia.

## 7.1 2D -tarkastelujen lähtöarvot

Vedon rasittaman jatkosliitoksen kestävyyttä ja jäykkyyttä tarkastellaan kuviossa 74 esitetyn liitosdetaljin avulla. Liitoksen päätylevyn dimensiot ja päätylevyjen lujuusarvot ovat samat kuin tässä tutkimuksessa luvussa 3 vinossa taivutuksessa testatuilla jatkosliitoksilla (TE1\* ja TE3\*). Kokeissa käytetyt suorakaiteen muotoiset rakenneputket olivat kylmämuovattuja CFRHS 250x150x12.5-profiileja.

**Kuvio 74.** Ulokkeellisen jatkosliitoksen geometria ja päätylevylle määritetyt lujuusarvot



	TE1*	TE3*
$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	429	380
$t_p$ [mm]	11.0	20.3
$h_p$ [mm]	390	390
$b_p$ [mm]	290	290
$w$ [mm]	230	230
$m=m_x$ [mm]	40	40
$e=e_x$ [mm]	30	30
$n=\min(e_x; 1,25m_x)$ [mm]	30	30
$d_w$ [mm]	36	36
$e_w$ [mm]	9	9

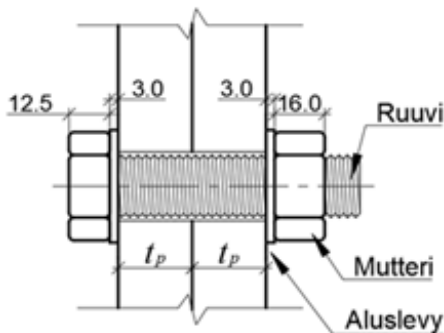
Taulukossa 18 esitetään nurkkamekanismien murtumismalleja 1 ja 2 (taulukot 3, 4 ja 5) vastaavat teholliset pituudet. Nurkkamekanismien tehollisia pituuksia tarvitaan T-osan laipan vetokestävyuden  $F_{T,Rd}$  laskentaan (taulukko 2) ja jatkosliitoksen mitoittava mekanismi on se, jolle määritetty tehollinen pituus on pienin. Tutkitussa tapauksessa murtumismalli 1:n myötöviivan teholliseksi pituudeksi saatiin  $\ell_{eff,1} = 95.2$  mm ja murtumismalli 2:n teholliseksi pituudeksi  $\ell_{eff,2} = 129$  mm.

**Taulukko 18.** Standardin SFS-EN 1993-1-8 (2005) ja Heinisuo et al. (2012) mukaiset päätylevyn murtumismallin 1 ja murtumismallin 2 teholliset pituudet.

	nro	Murtumismalli 1		Murtumismalli 2	
			[mm]		[mm]
$l_{eff,cp}$	1	$2\pi m_x$	251	-	-
	2	$\pi m_x + w$	356	-	-
	3	$\pi m_x + 2e$	186	-	-
$l_{ff,nc}$	4	$0.5b_p$	145	$0.5b_p$	145
	5	$4m_x + 1.25e_x$	198	$4m_x + 1.25e_x$	198
	6	$e + 2m_x + 0.625e_x$	129	$e + 2m_x + 0.625e_x$	<b>129</b>
	7	$0.5e + 2m_x + 0.625e_x$	214	$0.5e + 2m_x + 0.625e_x$	214
Wald et al (2000)	8	$m_x + 2e_x$	100	$2(m_x + e_x)$	140
Laine (2007)	9	$1.1132m_x + 1.6906e_x$	<b>95.2</b>	$2.2265(m_x + e_x)$	156
Wheeler (1997)	10	ks. taulukko 4	98.9	ks. taulukko 5	132

Jatkosliitoksissa ruuvien venymäpituutena  $L_b$  käytetään vastaavan palkki-pilariliitoksen venymäpituuden (kaava 2.6) puolikasta. Kokeessa käytettyjen ruuvien (kuvio 75) venymäpituuksien arvoissa ei ole otettu huomioon ruuvien ylityspituutta.

**Kuvio 75.** Ruuviliitoksen venymäpituus



TE1\* ( $t_p = 11.0$  mm)  $L_b = 21.1$  mm

TE3\* ( $t_p = 20.3$  mm)  $L_b = 30.4$  mm

Teräksen ja ruuvien mekaanisille ominaisuuksille käytetyt osavarmuusluvut ovat  $\gamma_{M0} = 1.0$ ,  $\gamma_{M2} = 1.0$  ja palotilanteessa  $\gamma_{M,fi} = 1.0$ .

## 7.2 Aksiaalisesti vedetty jatkosliitos korkeissa lämpötiloissa

Tarkastellaan kuvion 74 mukaista aksiaalisen vetovoiman rasittamaa rakenneputken jatkosliitosta. Liitoksen geometria, dimensiot ja lujuusominaisuudet on esitetty kohdassa 7.1. Liitoksen ruuvit sijaitsevat kuvion mukaisesti päätylevyn kulmissa. Seuraavissa kohdissa esitetään komponenttimallin ja 3D-analyysin avulla määritetyt jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* vetokestävyyksien, ruuvivoimien ja alkujäykkyysien arvot huoneenlämpötilassa sekä korkeammissa lämpötiloissa. Tarkastelulla pyritään arvioimaan kohdassa 6.2 esitettyjen kaavojen soveltumista vedetyn jatkosliitoksen palomitoitukseen.

### 7.2.1 2D-komponenttimallilla määritetty kestävyys ja jäykkyys

#### **Vetokestävyys**

Taulukossa 19 on esitetty kaavan 6.1 avulla lasketut jatkosliitoksen TE1\* yhden ruuvirivin vetokestävyysarvot kaikille kolmelle kohdassa 2.2.1 kuvatulle murtumismallille huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa. Koska vedetyssä liitoksissa on kaksi ruuviriviä, on koko liitoksen kestävyys tähän arvoon verrattuna kaksinkertainen.

Jatkosliitokselle TE1\* laskettujen tulosten perusteella alhaisimman vetokestävyysarvon tuottaa murtumismallin 1 ja menetelmän 1 mukainen tapaus, jossa T-osan laippaan syntyy kaksi myötöniveltä ruuvien keskilinjojen kohdalle ja kaksi T-osan laippojen ja uuman yhtymäkohtaan. On kuitenkin todennäköistä, että jatkosliitoksen todellinen käyttäytyminen vastaa paremmin menetelmän 2 mukaista tapausta, jossa ruuvin ja mutterin kannan kautta levyyn vaikuttavan voiman oletetaan jakaantuvan aluslaatan alla tasaisesti eikä pistemäisesti ruuvien keskilinjalla. Jatkosliitoksen TE1\* päätylevyn vetokestävyudeksi huoneenlämpötilassa saatiin 155 kN ruuviriviä kohti. Tämän perusteella koko liitoksen vetokestävyys on 310 kN. Teräksen ja ruuvien lujuudet sekä liitoksen vetokestävyys alkavat pienentyä taulukossa 17 esitettyjen pienennyskertoimien mukaisesti, kun teräksen lämpötila ylittää 400 °C.



**Taulukko 19.** Jatkosliitoksen TE1\* kolmelle kohdan 2.2.1 mukaiselle murtumismallille huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa laskennallisesti määritetyt vetokestävyiden arvot ekvivalentin T-osan laipalle  $F_{j,\theta,Rd}$  (malli 1 ja malli 2) sekä ruuveille  $F_{ten,t,Rd}$  (malli 3). Määrävimmän tapauksen, Murtumismalli 1 / Menetelmä 2, mukaiset kestävyiden arvot on lihavoitu.

Lämpötila [°C]	TE1* (mitattu $t_p=11.0$ mm)			Malli 1 $F_{j,\theta,Rd}$		Malli 2 $F_{j,\theta,Rd}$	Malli 3 $F_{ten,t,Rd}$		
	$k_{y,\theta}$	$k_{y,\theta}f_y$ [ $\frac{N}{mm^2}$ ]	$m_{pl,Rd}$ [ $\frac{Nmm}{mm}$ ]	Menet.1 [kN]	Menet.2 [kN]	[kN]	$k_{b,\theta}$	$k_b f_{ub}$ [ $\frac{N}{mm^2}$ ]	[kN]
20	1.000	429	12977	124	<b>155</b>	249	1.000	1133	500
100	1.000	429	12977	124	<b>155</b>	243	0.968	1097	484
200	1.000	429	12977	124	<b>155</b>	236	0.935	1059	467
300	1.000	429	12977	124	<b>155</b>	229	0.903	1023	451
400	1.000	429	12977	124	<b>155</b>	201	0.775	878	387
500	0.780	335	10122	96.4	<b>121</b>	145	0.550	623	275
600	0.470	202	6099	58.1	<b>72.9</b>	63.7	0.220	249	110
700	0.230	98.7	2985	28.4	<b>35.7</b>	29.5	0.100	113	50.0
750	0.170	72.9	2206	21.0	<b>26.4</b>	23.9	0.084	94.6	41.7
800	0.110	47.2	1427	13.6	<b>17.1</b>	18.2	0.067	75.9	33.5

Vastaavasti kuin edellä, taulukossa 20 esitetään kaavalla 6.1 lasketut jatkosliitoksen TE3\* yhden ruuvirivin vetokestävyiden arvot kaikille kolmelle kohdassa 2.2.1 kuvatulle murtumismallille. Jatkosliitoksen TE3\* päätylevyn vetokestävydeksi huoneenlämpötilassa saatiin 358 kN ruuviriviä kohti, mikä perusteella koko liitoksen vetokestävyys on 716 kN. Laskettujen tulosten perusteella kriittiseksi murtumismalliksi osoittautui malli 2. Liitoksen TE3\* päätylevyn paksuus oli huomattavasti paksumpi kuin liitoksen TE1\*, mikä johti murtumismallin vaihtumiseen.

**Taulukko 20.** Jatkosliitoksen TE3\* kolmelle kohdan 2.2.1 mukaiselle murtumismallille huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa laskennallisesti määritetyt vetokestävyyden arvot ekvivalentin T-osan laipalle  $F_{j,\theta,Rd}$  (malli 1 ja malli 2) sekä ruuveille  $F_{ten,t,Rd}$  (malli 3). Määrävimmän tapauksen, murtumismalli 2, mukaiset kestävyiden arvot on lihavoitu.

Lämpötila [°C]	TE3* (mitattu $t_p=20.3$ mm)			Malli 1 $F_{j,\theta,Rd}$		Malli 2 $F_{j,\theta,Rd}$	Malli 3 $F_{ten,t,Rd}$		
	$k_{y,\theta}$	$k_{y,\theta}f_y$ [ $\frac{N}{mm^2}$ ]	$m_{pl,Rd}$ [ $\frac{Nmm}{mm}$ ]	Menet.1 [kN]	Menet.2 [kN]	[kN]	$k_{b,\theta}$	$k_{b,\theta}f_{ub}$ [ $\frac{N}{mm^2}$ ]	[kN]
20	1.000	380	39149	504	467	<b>358</b>	1.000	1133	500
100	1.000	380	39149	504	467	<b>351</b>	0.968	1097	484
200	1.000	380	39149	504	467	<b>344</b>	0.935	1059	467
300	1.000	380	39149	504	467	<b>337</b>	0.903	1023	451
400	1.000	380	39149	504	467	<b>310</b>	0.775	878	387
500	0.780	296	30536	393	365	<b>230</b>	0.550	623	275
600	0.470	179	18400	237	220	<b>115</b>	0.220	249	110
700	0.230	87.4	9004	116	108	<b>54.5</b>	0.100	113	50.0
750	0.170	64.6	6655	85.7	79.5	<b>42.4</b>	0.084	94.6	41.7
800	0.110	41.8	4306	55.4	51.4	<b>30.2</b>	0.067	75.9	33.5

## Ruuvivoimat

Murtumismallissa 3 rakenne murtuu ruuvien vetokestävyyden  $F_{ten,t,Rd}$  ylittyessä. Koekappaleissa käytetyille lujusluokaltaan 10.9 ruuveille lasketut kestävydet eri lämpötiloissa on esitetty taulukoiden 19 ja 20 kolmessa viimeisessä sarakkeessa. Arvot perustuvat ruuveille kokeellisesti määritettyyn keskimääräiseen vetokestävyyden arvoon 278 kN (kohta 3.2). Kun ruuvin jännityspoikkipinta-ala on  $A_s=245$  mm<sup>2</sup>, saadaan vetomurtolujuudeksi  $f_{ub}$  huoneenlämpötilassa 1133 N/mm<sup>2</sup>. Yksittäisen ruuvin vetokestävyyden mitoitusarvo huoneenlämpötilassa ja korkeammassa lämpötiloissa voidaan tämän jälkeen määrittää kaavalla 6.2.

## Alkujäykkyys

Taulukossa 21 esitetään jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* ruuvien venymäpituudet (kuvio 75) ja liitoksen jäykkyystekijät. Päätylevyn taivutuksen jäykkyystekijä  $k_5$  (kaava 2.13) ja ruuvin jäykkyystekijä  $k_{10}$  (kaava 2.14) määritetään yksittäiselle vedetylle ruuviriville. Ruuvirivin tehollista jäykkyystekijää merkitään tunnuksella  $k_{eff}$  (kaava 2.12).

**Taulukko 21.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* jäykkyystekijät ja niiden lähtöarvot ruuvirivä kohti

Tunnus	$l_{eff}$ [mm]	$t_p$ [mm]	$m$ [mm]	$k_5$ [mm]	$A_s$ [mm <sup>2</sup> ]	$L_b$ [mm]	$k_{10}$ [mm]	$k_{eff}$ [mm]
TE1*	95.2	11.0	40	1.78	245	21.2	18.6	<b>1.627</b>
TE3*	128.8	20.3	40	15.1	245	30.4	12.9	<b>6.962</b>

Taulukossa 22 esitetään jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* komponenttimenetelmän mukaiset vetokomponenttien alkujäykkyydet yhtä levyn vedettyä nurkkaa kohti (kaava 6.3) huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa. Liitoksissa on neljä nurkkaa ja vedettyjen liitosten alkujäykkyydet ovat tähän arvoon verrattuna nelinkertaisia.

**Taulukko 22.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* vetokomponentin alkujäykkyydet huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa levyn yhtä nurkkaa kohti

Lämpötila [°C]	$k_{e,\theta}E_a$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	TE1*		TE3*	
		$k_{eff}$ [mm]	$S_{j,\theta,ini}/2$ [kN/mm]	$k_{eff}$ [mm]	$S_{j,\theta,ini}/2$ [kN/mm]
20	210	1.6327	<b>171</b>	6.962	<b>731</b>
200	189	1.6327	<b>154</b>	6.962	<b>658</b>
300	168	1.6327	<b>137</b>	6.962	<b>585</b>
400	147	1.6327	<b>120</b>	6.962	<b>512</b>
500	126	1.6327	<b>102</b>	6.962	<b>439</b>
600	65.1	1.6327	<b>52.9</b>	6.962	<b>227</b>
700	27.3	1.6327	<b>22.2</b>	6.962	<b>95.0</b>
750	23.1	1.6327	<b>18.8</b>	6.962	<b>80.4</b>
800	18.9	1.6327	<b>15.4</b>	6.962	<b>65.8</b>

## 7.2.2 Liitoksen analyysi 3D-elementtimallin avulla

Jatkosliitoksen numeerisessa tarkastelussa käytettiin luvussa 4 esitettyä 3D-elementtimallia, josta oli aksiaalisen vedon tarkastelua varten jätetty pois keskikohdan jäykkä tuki sekä ulokkeiden päissä sijainneet levyt. Luvun 4 mallista poiketen koko mallissa käytettiin 8-solmuista redusoitua lineaarista särmiöelementtiä C3D8R. Ruuvien kierteitä ei mallinnettu ja hitsit mallinnettiin kiinteästi rakenneputken päähän.

Liitosmallin toimintaa analysoitiin *steady state* -tilassa, mikä tarkoittaa, että liitososien lämpötila pysyy analyysin aikana vakiona. Analyysit toteutettiin eri

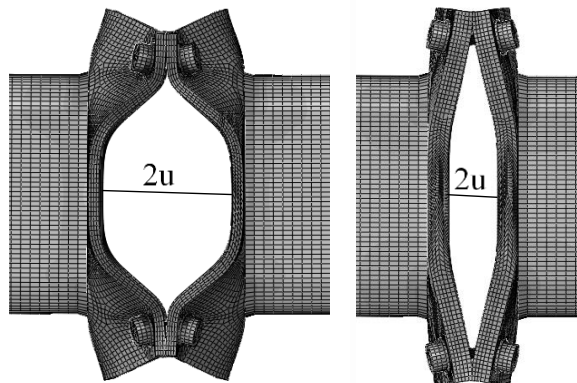
lämpötiloissa alkaen huoneenlämpötilasta 20 °C ja jatkuen aina 800 °C maksimilämpötilaan asti. Hiiliteräksen lujuus- ja muodonmuutosominaisuudet korkeissa lämpötiloissa saatiin kuvioden 40b ja 41b jännitys-venymäyhteyksistä. Rakenteen ulkopintaan tuleva lämpökuorma mallinnettiin käyttämällä standardin ISO 834 (1999) mukaista standardipaloa. Lämmönsiirtymismuodoista otettiin huomioon säteily ja kuljettuminen. Lämpötilaan vaikuttivat myös lämmönjohtavuus, ominaislämpökapasiteetti ja teräksen tiheys 7850 kg/m<sup>3</sup>. Rakenteen ulkoista staattista (vetävää) kuormitusta kasvatettiin lisäämällä putkien päiden aksiaalista siirtymää asteittain (siirtymäohjaus).

Tuloksena saatiin jatkosliitoksen vetokestävyys/murtokuorma  $P$  sekä sitä vastaava ruuvivoima  $B$  ja siirtymä  $u$  tietyllä ajanhetkellä. Tarkastelussa oletettiin, että vetovoima jakautuu putken päissä tasaisesti koko putken poikkileikkaukselle. Ruuvien esikuormitusta ei käytetty, jolloin kontaktivoimat aiheutuvat yksinomaan vipuvoimista. Päätylevyjen välinen kosketusvoima  $C$  voitiin määrittellä kaavan 6.6 avulla.

$$P_{ABQ} = B_{ABQ} - C_{ABQ} \rightarrow C_{ABQ} = B_{ABQ} - P_{ABQ} \quad (6.6)$$

Koska 3D-analyysin tuloksissa ruuvivoimat erosivat jonkin verran toisistaan, laskennassa käytettiin neljän ruuvin keskiarvoa. Kuviossa 76 on esitetty jatkosliitoksille TE1\* ja TE3\* numeerisesti määritetyt muodonmuutokset 20 °C lämpötilassa ja tilanteessa, jossa liitoksia kuormittaa liitosten vetokestävyysvastaavat voimat. Huoneenlämpötilassa koko liitoksen TE1\*vetokestävyudeksi ( $P_{max}$ ) saatiin 565 kN ja koko liitoksen TE3\*vetokestävyys oli 709 kN.

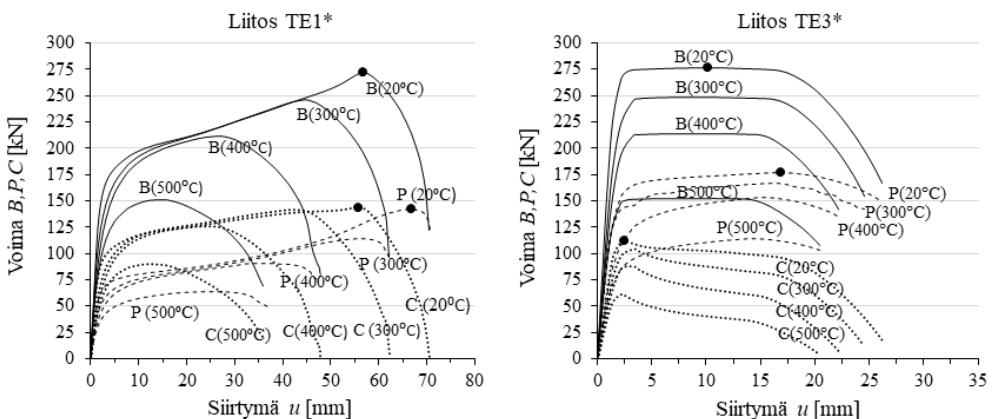
**Kuvio 76.** Jatkosliitosten TE1\* (Murtumismalli 1) ja TE3\* (Murtumismalli3) muodonmuutokset 20 °C lämpötilassa



Putken aksiaalinen muodonmuutos pysyi merkityksettömänä suhteessa liitoksen vastaavaan sekä huoneenlämpötilassa että korkeissa lämpötiloissa putken suuren aksiaalisen jäykkyyden takia. Liitoksen rakenteellisen symmetrian vuoksi jatkosliitos käyttäytyi aksiaalisessa vedossa symmetrisesti. Päätylevyjen välinen siirtymä  $2u$  esitetään kuviossa 76.

Kuviossa 77 on esitetty graafisesti tutkittujen liitosten yhden nurkan voimat B, P ja C aksiaalisen siirtymän  $u$  funktiona lämpötiloissa 20°C, 300°C, 400°C ja 500°C. Koska ruuveille ei käytetty esijännitystä, kaikki voimat alkavat nolasta. Voimien B, P ja C maksimikohdat huoneenlämpötilassa on merkitty mustilla pisteillä. Käyristä voidaan havaita, että kuormitusvoima P saavutettua maksimipisteensä, kontaktivoima C ja ruuvivoima B ovat jo laskevia. Kun kontaktivoima lakkaa vaikuttamasta liitoksen TE1\* aksiaalinen vetokuormitus siirtyy liitoksen ruuvien kannettavaksi (P=B). Liitoksen TE3\* analyysiä ei saatu suoritettu loppuun asti, jolloin enimmäiskuormitus ruuveilla olisi saavutettu. Paksumman ja jäykemmän liitoksen (TE3\*) P-u -käyrät ovat loivempia ja ruuvivoimat pysyvät pidempään vakiona verrattuna liitoksen TE1\* vastaaviin käyriin. Päätylevyn paksuudella on suora vaikutus kontaktivoimien esiintymiseen ja suuruuteen jatkosliitoksissa. Kuviossa 77 nähdään, että ohuemmalla joustavalla päätylevyllä on paljon suuremmat kontaktivoimat kuin käytettäessä paksumpaa päätylevyä.

**Kuvio 77.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* voima-siirtymäkäyrät. Ruuvivoiman B kehitystä on kuvattu ehjällä viivalla, ulkoista kuormitusta P katkoviivalla ja kontaktivoimaa C mustalla pistekatkoviivalla. Voimien B, P ja C maksimikohdat huoneenlämpötilassa on merkitty käyriin mustilla pisteillä



Taulukossa 23 esitetään 3D-analysistä saadut liitosten TE1\* ja TE3\* jatkoslevyjen välisten siirtymien  $2u$  puolikkaat (ks. kuvio 76). Liitoksen TE1\*siirtymät ovat alussa

3.9-kertaisia TE3\* siirtymiin verrattuna. Paksumpi levy esti ohutta levyä paremmin ruuvin taipumista ja pienensi siirtymää.

**Taulukko 23.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* jatkoslevyjen välisen aksiaalisen siirtymän  $2u$  puolikas

Jatkoslevyjen välisen siirtymän puolikas $u$ [mm]									
Lämpö °C	20	200	300	400	500	600	700	750	800
TE1*	66.5	62.1	58.0	38.8	26.4	18.4	18.2	19.6	17.0
TE3*	16.8	16.0	16.5	15.5	14.2	11.9	11.5	11.8	12.4
TE1*/TE3*	<b>3.9</b>	<b>3.9</b>	<b>3.5</b>	<b>2.5</b>	<b>1.9</b>	<b>1.5</b>	<b>1.6</b>	<b>1.7</b>	<b>1.4</b>

### 7.2.3 2D -komponenttimallin tulosten vertaaminen 3D-analyysin tuloksiin

Seuraavassa standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaisella komponenttimenetelmällä laskettuja vetokestävyksiä, ruuvivoimia ja taivutusmomenteja verrataan epälineaarisen staattisen 3D -analyysin tuloksiin huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa. Analyysin tuloksia on merkitty alaindeksillä ABQ. Komponenttimenetelmän mukaiset kestävydet  $F_{j,\theta,Rd}$  ja  $F_{ten,t,Rd}$  sekä vetokomponenttien alkujäykkyudet  $S_{j,\theta,ini}$  on koottu taulukoihin 24, 25 ja 26. Seuraavassa tarkastelussa komponenttimenetelmän mukaisia tuloksia verrataan 3D-analyysin tuloksiin.

#### Vetokestävyys

Taulukossa 24 esitetään kaavalla 6.1 lasketut vetokomponenttien vetokestävydet levyn yhtä vedettyä nurkkaa kohti ( $0.5F_{j,\theta,Rd}$ ). Tuloksia verrataan 3D -analyysin avulla määritettyyn maksimi vetokestävyteen  $P_{max}$ , joka on jaettu neljällä, jotta on saatu levyn yhden nurkan vetokestävyys  $P_{ABQ}$ . Lisäksi taulukossa on annettu komponenttimenetelmän mukaisen kestävyden ja 3D-analyysin tuloksen avulla määritetty kestävyysuhde  $0.5F_{j,\theta,Rd}/P_{ABQ}$ . Standardin komponenttimenetelmällä laskettu jatkosliitos on katsottu riskialttiiksi, jos kestävyysuhde on yli yhden. Vastaavat yhden nurkan vetokestävydet huoneenlämpötilassa on esitetty lähteessä Perttola (2017, Taulukko A5-1). Taulukosta 24 nähdään, että tämän tutkimuksen tulokset ovat hyvin linjassa Perttolan tutkimuksen tulosten kanssa.

Taulukon tulosten vertailusta voidaan nähdä, että ohuemmillä päätylevyillä komponenttimenetelmän mukainen vetokestävyys on alhaisissa lämpötiloissa huomattavasti pienempi kuin 3D-analyysin tuloksista määritetty kestävyys. Ero

kuitenkin pienenee lämpötilan noustessa ja komponenttimenetelmän mukainen kestävyys ylittää 3D-analyysin tuloksen, kun liitoksen lämpötila ylittää 600 °C. Paksumman päätylevyn tapauksessa molemmat menetelmät johtavat samaan kestävyden arvoon lämpötilasta riippumatta.

**Taulukko 24.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* komponenttimenetelmän avulla määritettyjen ( $F_{j,\theta,Rd}$ ) ja 3D-analyysin tuloksista määritettyjen ( $P_{ABQ}$ ) vetokestävyysien vertailu eri lämpötiloissa. Esitetyt kestävyysarvot edustavat levyn yhden nurkan kestävyyskäsitteitä. Koko liitoksen vetokestävyys on nelinkertainen esitettyihin arvoihin verrattuna

Lämpötila [°C]	TE1* ( $t_p = 11.0$ mm)			TE3* ( $t_p = 20.3$ mm)		
	$\frac{F_{j,\theta,Rd}}{2}$ [kN]	$P_{ABQ} = \frac{P_{max}}{4}$ [kN]	$\frac{F_{j,\theta,Rd}/2}{P_{ABQ}}$	$\frac{F_{j,\theta,Rd}/2}{2}$ [kN]	$\frac{P_{ABQ}}{P_{max}}$ [kN]	$\frac{F_{j,\theta,Rd}/2}{P_{ABQ}}$
20	77.5	141	<b>0.55</b>	179	177	<b>1.01</b>
200	77.5	124	<b>0.63</b>	172	170	<b>1.01</b>
300	77.5	114	<b>0.68</b>	169	166	<b>1.01</b>
400	77.5	90.8	<b>0.85</b>	155	153	<b>1.01</b>
500	60.5	63.3	<b>0.96</b>	115	114	<b>1.01</b>
600	36.4	30.1	<b>1.21</b>	57.4	56.2	<b>1.02</b>
700	17.8	14.4	<b>1.24</b>	27.3	26.3	<b>1.04</b>
750	13.2	11.7	<b>1.13</b>	21.2	21.0	<b>1.01</b>
800	8.53	8.68	<b>0.98</b>	15.1	15.5	<b>0.97</b>
Perttola (PhD Thesis 2017, Table A5-1)						
20	77.5	127	<b>0.61</b>	179	175	<b>1.02</b>

## Ruuvivoimat

Vertailutaulukossa 25 on esitetty komponenttimenetelmään perustuvat ruuvien kestävyysarvot, 3D-analyysin tuloksista määritetyt liitoksen kestävyysarvot vastaavat ruuvivoimat huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa sekä kestävyyskäsitteiden ja voimien vertailu. Vastaava jatkosliitoksen 3D-elementtimallista saatu maksimiruuvivoima huoneenlämpötilassa on esitetty lähteessä Perttola (2017, Taulukko A5-3).

Komponenttimenetelmällä määritetyt ruuvien kestävyysarvot ovat n. 10 % pienempiä kuin 3D-analyysin tulokset.

**Taulukko 25.** Yhden nurkkaruvin (B) vetokestävyysvertailu jatkosliitoksissa TE1\* ja TE3\* huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa

Lämpötila a [°C]	$k_{b,\theta}$	TE1* ( $t_p = 11.0$ mm)			TE3* ( $t_p = 20.3$ mm)		
		$F_{ten,t,Rd}$ [kN]	$B_{ABQ}$ [kN]	$\frac{F_{ten,t,Rd}}{B_{ABQ}}$	$F_{ten,t,Rd}$ [kN]	$B_{ABQ}$ [kN]	$\frac{F_{ten,t,Rd}}{B_{ABQ}}$
20	1.000	250	272	<b>0.92</b>	250	276	<b>0.90</b>
200	0.935	234	254	<b>0.92</b>	234	258	<b>0.91</b>
300	0.903	226	246	<b>0.92</b>	226	249	<b>0.91</b>
400	0.775	194	212	<b>0.91</b>	194	214	<b>0.91</b>
500	0.550	137	151	<b>0.91</b>	137	152	<b>0.90</b>
600	0.220	55.0	60.8	<b>0.90</b>	55.0	60.9	<b>0.90</b>
700	0.100	25.0	27.7	<b>0.90</b>	25.0	27.7	<b>0.90</b>
750	0.084	20.9	23.8	<b>0.88</b>	20.9	23.2	<b>0.90</b>
800	0.067	16.7	18.7	<b>0.90</b>	16.7	18.6	<b>0.90</b>
Perttola (PhD Thesis 2017, Table5-3)							
20	$B_{m,FEA}$	271.7			277.1		

## Alkujäykkyys

Taulukon 26 standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmällä lasketut alkujäykkyydet olivat merkittävästi suurempia kuin 3D-analyysin avulla määritetyt alkujäykkyydet. Jäykkyyssuhde oli paksummalla levyllä melkein kaksinkertainen ohueen levyyn verrattuna. Aksiaalisesti vedetyn jatkosliitoksen alkujäykkyyttä ( $S_{j,ini,ABQ}$ ) arvioitiin 3D-elementtimallista suhteella  $P/u$  ensimmäisistä aika-askeleista. Taulukossa esitetään lisäksi vastaavat alkujäykkyyden arvot aiemmasta tutkimuksesta huoneenlämpötilassa. (Perttola 2017, Liite A5, taulukko A5-2).

Standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmän jäykkyyksikaavat on tarkoitettu pilari-palkkiliitosten jäykkyyksien laskemiseen, mutta jatkosliitokset kulmaruuveineen ovat paljon taipuisampia levyrakenteita. Nykyisessä muodossa jäykkyyksikaavat eivät sovellu käytettäväksi aksiaalisessa vedossa olevalle ulokkeelliselle päätylevyliitokselle, joka on varustettu nurkkaruuveilla.



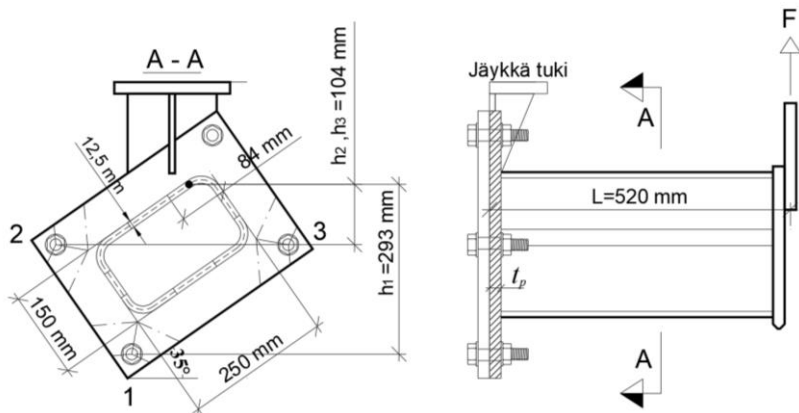
**Taulukko 26.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* laskennallisen ja mallinnetun alkujäykkyysien alkuarvojen vertailu huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa yhtä levyä nurkkaa kohti

Lämpötila [°C]	TE1* ( $t_p = 11.0$ mm)			TE3* ( $t_p = 20.3$ mm)		
	$S_{j,\theta,ini}$ [kN/mm]	$S_{j,\theta,ini,ABQ}$ [kN/mm]	$\frac{S_{j,\theta,ini}}{S_{j,\theta,ini,ABQ}}$	$S_{j,\theta,ini}$ [kN/mm]	$S_{j,\theta,ini,ABQ}$ [kN/mm]	$\frac{S_{j,\theta,ini}}{S_{j,\theta,ini,ABQ}}$
	20	171	43.9	<b>3.9</b>	731	101
200	154	39.6	<b>3.9</b>	658	90.6	<b>7.3</b>
300	137	35.2	<b>3.9</b>	585	80.6	<b>7.3</b>
400	120	30.8	<b>3.9</b>	512	70.6	<b>7.3</b>
500	102	26.5	<b>3.9</b>	439	60.6	<b>7.2</b>
600	52.9	13.8	<b>3.8</b>	227	31.4	<b>7.2</b>
700	22.2	5.84	<b>3.8</b>	95.0	13.3	<b>7.2</b>
750	18.8	4.97	<b>3.8</b>	80.4	11.2	<b>7.1</b>
800	15.4	4.07	<b>3.8</b>	65.8	9.22	<b>7.1</b>
Perttola (PhD Thesis 2017, Table5-2)						
20	171	54.1	<b>3.2</b>	732	102	<b>7.2</b>

### 7.3 Jatkosliitos kaksiaksiaalisessa taivutuksessa

Seuraavissa kohdissa esitetään komponenttimallin ja 3D-analyysin avulla määritetyt jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* taivutuskestävyyksien ja kiertymisjäykkyyksien arvot huoneenlämpötilassa sekä korkeammissa lämpötiloissa. Tarkastelulla pyritään arvioimaan kohdassa 6.3 esitettyjen kaavojen soveltumista kaksiaksiaalisen taivutusmomentin rasittaman jatkosliitoksen palomitoitukseen. Tarkastellaan kuvion 83 mukaista rakenneputken jatkosliitosta, joka on asennettu 35° kulmaan. Liitoksen geometria, dimensiot ja lujuusominaisuudet on esitetty kohdassa 7.1. Polttokokeessa liitosta kuormitettiin rakenneputkien ulokepäistä nostamalla.

**Kuvio 78.** Koekappaleiden TE1\* ja TE3\* ruuvien etäisyydet puristuskeskiöstä



### 7.3.1 Komponenttimalli

#### Taivutuskestävyys

Tässä tutkimuksessa testattujen liitosten (TE1\*, TE3\*) aktiivisten puristus- ja vetokomponenttien sijainnit ja kestävyudet on määritetty kohdassa 2.1 esitetyn 3D-komponenttimallin avulla. Liitoksen taivutuskestävyys voidaan laskea sijoittamalla tarkastelulämpötilassa määritetyt ruuvien vetokestävyyksien arvot kaavaan 6.7 (kaava 6.4). Ruuvien etäisyydet liitoksen puristuskeskiöstä on esitetty kuviossa 78.

$$M_{j,\theta,Rd,35} = \sum_{r=1}^3 k_{y,\theta} h_r F_{r,T,Rd} = h_1 F_{1,j,\theta,Rd} + h_2 F_{2,j,\theta,Rd} + h_3 F_{3,j,\theta,Rd} \quad (6.7)$$

Laskelmissa on oletettu, että liitoksen ruuveista kolmeen kohdistuu vetorasitus ja puristusjäännitykset välittyvät putkiprofiilin yhden kulman kautta.

Liitoksen 3D-komponenttimallissa veto- ja puristuskomponenttien ylä- ja alasolmujen koordinaatit annettiin tasossa ja tasoa vastaan kohtisuorassa aputasossa (käytetään yksikön pituisia jousia, joilla on haluttu jousivakio). Vetokomponentit asetettiin ruuvien keskipisteisiin. Putkipalkin poikkileikkauksen leveys ja pituus oli jaettu kolmeen yhtä suureen osaan. Puristuskomponentit asetettiin rakenneputken seinämien keskiviivalle, kuten kuviossa 9 on esitetty. Tason pisteet yhdistettiin jäykällä linkeillä (RB3D2) leikkauskeskiöstä veto- ja puristuskomponenteille. Jäykkä taso tuettiin translaatiojousilla (CONN3D2) yhdistämällä komponenttien ylä- ja alasolmut. Momenttikuormitus asetettiin keskisolmuun kuvion 9 mukaisesti. Jousielementtien jäykkyydet asetettiin kuvion 10 murtoviivan mukaisesti (vain veto

tai vain puristusta). Analyysit toteutettiin eri lämpötiloissa alkaen huoneenlämpötilasta 20 °C ja jatkuen aina 750 °C lämpötilaan asti.

Taulukoissa 27 ja 28 on esitetty 3D-komponenttimallin avulla saadut ruuvivoimat  $F_{1,j,\theta,Rd}$ ,  $F_{2,j,\theta,Rd}$  ja  $F_{3,j,\theta,Rd}$  ja kaavan 6.7 avulla määritetyt jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* taivutuskestävyyden arvot huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa.

Kokeellisten tulosten perusteella (kohta 3.6.2) liitoksen TE1\* kriittisen lämpötilan voidaan olettaa olevan noin 650 °C, kun liitosta kuormittaa 10.4 kNm taivutusmomentti. Liitokselle 650 °C lämpötilassa laskennallisesti määritetty taivutuskestävyyden arvo on 11.8 kNm, mikä hieman ylittää kokeellisen arvon. Laskentamalli tuottaa kokeellista tulosta vastaavan arvon, kun kriittisenä lämpötilana käytetään lämpötilaa 670 °C. Koska kriittistä lämpötilaa on vaikea määrittää kokeellisten tulosten avulla tarkasti, laskentamallin tuottaman tuloksen voidaan katsoa olevan riittävän tarkka koekappaleen TE1\* tapauksessa. Jotta menetelmää voidaan tältä osin tarkentaa, tulisi kokeellista menetelmää kehittää niin, että kriittinen lämpötila voitaisiin määrittää tarkemmin.

Liitokselle TE3\* kokeellisten tulosten perusteella (kohta 3.6.3) arvioitu kriittinen lämpötila on myös noin 650 °C, kun liitosta kuormittaa 15.6 kNm taivutusmomentti. Liitokselle 650 °C lämpötilassa laskennallisesti määritetty taivutuskestävyyden arvo on 18.4 kNm, mikä hieman ylittää kokeellisen arvon. Laskentamalli tuottaa kokeellista tulosta vastaavan arvon, kun kriittisenä lämpötilana käytetään lämpötilaa 670 °C. Vastaavalla perusteella kuin koekappaleen TE1\* tapauksessa, laskentamallin tuottaman tuloksen voidaan katsoa olevan riittävän tarkka.

**Taulukko 27.** Jatkosliitoksen TE1\* ruuvivoimat ja taivutuskestävyys huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa

Lämpötila [°C]	TE1*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 11.0$ mm)			
	$F_{1,j,\theta,Rd}$ [kN]	$F_{2,j,\theta,Rd}$ [kN]	$F_{3,j,\theta,Rd}$ [kN]	$M_{j,\theta,Rd,35}$ [kNm]
20	77.5	27.8	77.5	<b>33.7</b>
200	77.5	27.8	77.5	<b>33.7</b>
300	77.5	27.8	77.5	<b>33.7</b>
400	77.5	27.8	77.5	<b>33.7</b>
500	60.5	21.7	60.5	<b>26.3</b>
600	36.4	13.1	36.4	<b>15.8</b>
700	17.8	6.39	17.8	<b>7.74</b>
750	13.2	4.72	13.2	<b>5.72</b>

**Taulukko 28.** Jatkosliitoksen TE3\* ruuvivoimat ja taivutuskestävyys huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa

Lämpötila [°C]	TE3*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 20.3$ mm)			
	$F_{1,j,\theta,Rd}$ [kN]	$F_{2,j,\theta,Rd}$ [kN]	$F_{3,j,\theta,Rd}$ [kN]	$M_{j,\theta,Rd,35}$ [kNm]
20	179	64.2	179	<b>77.8</b>
200	172	61.7	172	<b>74.7</b>
300	169	60.5	169	<b>73.3</b>
400	155	55.6	155	<b>67.3</b>
500	115	41.2	115	<b>50.0</b>
600	57.4	20.6	57.4	<b>24.9</b>
700	27.3	9.77	27.3	<b>11.9</b>
750	20.8	1.73	13.4	<b>7.67</b>

Tulosten perusteella näyttää siltä, että ruuveissa vaikuttavien voimien suhde pysyy vakiona ( $F_{1,j,\theta,Rd} / F_{2,j,\theta,Rd} = 2.80$ ) riippumatta lämpötilan tasosta. Tämä johtuu oletuksesta, että kaikki komponentit lämpenevät samaan tahtiin. Voimien suhde pysyy siis samana, mutta pienennyskerroin  $k_y$  pienentää kestävyyttä lämpötilan noustessa.

### Alkujäykkyys

Taulukoissa 29 ja 30 on laskettu molemmille jatkosliitoksille TE1\* ja TE3\* kiertymisjäykkyyden määrittämisessä tarvittavat jäykkyystekijät. Jokaiselle ruuviriville määritetään tehollinen jäykkyystekijä  $k_{eff,r}$  (kaava 2.16), joka lasketaan jäykkyystekijöiden  $k_5$  ja  $k_{10}$  avulla. Taivutetun päätylevyn vaikutus otetaan huomioon tekijän  $k_5$  avulla (kaava 2.13) ja vedetyn ruuvien jäykkyys tekijällä  $k_{10}$  (kaava 2.14). Liitoksen ekvivalentti momenttivarsi  $z_{eq}$  lasketaan kaavalla 2.17. Kaikkiin ruuviriveihin liittyvät peruskomponentit yhdistetään yhdeksi ekvivalentiksi jäykkyystekijäksi  $k_{eq}$  (kaava 2.18). Standardin EN 1993-1-8 (2005) kaavoissa jäykkyystekijät lasketaan ruuviriviä kohti. Tutkitussa tapauksessa päätylevyn vedetyssä alakulmassa on vain yksi ruuvi (rivi nro1). Tarkastelussa on oletettu, että ruuveihin 2 ja 3 liittyvä myötökuvio on samanlainen kuin ruuviin 1 liittyvä myötökuvio.

**Taulukko 29.** Jatkosliitoksen TE1\* jäykkyystekijät

	rivien lkm	$h_r$ [mm]	$k_5$ [mm]	$k_{10}$ [mm]	$k_{eff,r}$ [mm]	$k_{eff}h_r$ [mm <sup>2</sup> ]	$k_{eff}h_r^2$ [mm <sup>3</sup> ]	$z_{eq}$ [mm]	$k_{eq}$ [mm]
	TE1*	1/2	300	0.89	9.28	0.81	244.0	73193	
1		111	1.78	18.6	1.63	180.5	20040		
					$\Sigma$	424.5	93233	<b>219.6</b>	<b>1.93</b>

**Taulukko 30.** Jatkosliitoksen TE3\* jäykkyystekijät

	rivien lkm	$h_r$ [mm]	$k_5$ [mm]	$k_{10}$ [mm]	$k_{eff,r}$ [mm]	$k_{eff}h_r$ [mm <sup>2</sup> ]	$k_{eff}h_r^2$ [mm <sup>3</sup> ]	$z_{eq}$ [mm]	$k_{eq}$ [mm]
	TE3*	1/2	300	7.57	6.44	3.48	1044	313286	
1		111	15.1	12.9	6.96	772.8	85778		
					$\Sigma$	1817	399063	<b>219.6</b>	<b>8.27</b>

Jatkosliitoksen kiertymisjäykkyyden alkuarvot huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa on esitetty taulukossa 31. Ruuveilla kiinnitetyille päätylevyliitoksille, joissa on vähintään kaksi vedettyä ruuviriviä, liitoksen kiertymisjäykkyys  $S_{j,\theta,ini}$  määritetään huoneenlämpötilassa ja korkeammissa lämpötiloissa kaavan 6.5 mukaan.

**Taulukko 31.** Jatkosliitosten TE1\* ja TE3\* kiertymisjäykkyyden alkuarvot

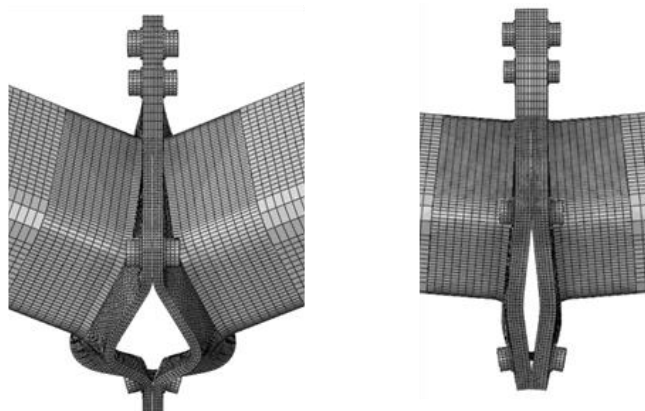
Lämpötila [°C]	$k_{E,\theta}E_{a,\theta}$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	TE1* ( $t_p = 11.0$ mm)		TE3* ( $t_p = 20.3$ mm)	
		$1/k_{eq}$ [mm]	$S_{j,\theta,ini}$ [kNm/mrad]	$1/k_{eq}$ [mm]	$S_{j,\theta,ini}$ [kNm/mrad]
20	210	0.517	<b>19.6</b>	0.121	<b>83.8</b>
200	189	0.517	<b>17.6</b>	0.121	<b>75.4</b>
300	168	0.517	<b>15.7</b>	0.121	<b>67.0</b>
400	147	0.517	<b>13.7</b>	0.121	<b>58.7</b>
500	126	0.517	<b>11.7</b>	0.121	<b>50.3</b>
600	65.1	0.517	<b>6.07</b>	0.121	<b>26.0</b>
700	27.3	0.517	<b>2.55</b>	0.121	<b>10.9</b>
750	23.1	0.517	<b>2.15</b>	0.121	<b>9.22</b>

### 7.3.2 3D- elementtimalli

Analyysissä käytetty 3D-elementtimalli on kuvattu luvussa 4. Käytettiin 8-solmuista lineaarisia särmiöelementtejä C3D8R (TE1\*) ja C3D8I (TE3\*). Liitoksen ruuvit sijaitsevat kuvion 78 mukaisesti päätylevyn kulmissa.

Rakennetta kuormitettiin lisäämällä jatkosliitoksen rakenneputkien päiden pystysuuntaa aika-askelittain (siirtymäohjaus). Tarkasteluissa käytettiin *steady state* -tyyppistä analyysiä, missä lämpötila pysyy vakiona kuormituksen kasvaessa. Ruuveja ei esikuormitettu, jolloin kontaktivoimat aiheutuivat yksinomaan vipuvoimista. Kuviossa 79 esitetään 3D-analyysin avulla saadut muodonmuutokset maksimimomentin kuormalla 20 °C lämpötilassa. Kuviossa 79 voidaan nähdä jatkosliitoksen TE1\* päätylevyn alakulman voimakas taipuminen, mikä aiheutti myös alimman ruuvin kuroutumista.

**Kuvio 79.** Jatkosliitosten TE1\* (Murtumismalli 1 / Menetelmä 2) ja TE3\* (Murtumismalli 2) muodonmuutokset huoneenlämpötilassa



### 7.3.3 Komponenttimallin vertaaminen 3D-analyysin tuloksiin

Taulukoissa 32 ja 33 verrataan komponenttimenetelmän avulla saatuja taivutuskestävyyden arvoja ( $M_{j,\theta,Rd,35}$ ) 3D-analyysin avulla saatuihin taivutuskestävyyksiin ( $M_{ABQ,35}$ ). Ruuvivoimat  $F_{1,j,\theta,Rd}$ ,  $F_{2,j,\theta,Rd}$  ja  $F_{3,j,\theta,Rd}$  (taulukot 33 ja 34) on saatu 3D-komponenttimallista ja ruuvien etäisyydet puristuskeskiöstä selviävät kuvioista 78.

Taulukossa 32 esitetyt 3D-komponenttimallilla määritetyt taivutuskestävyyden arvot ovat melkein kaikki pienempiä kuin 3D-analyysin tulokset. Ohuen taipuisan

päätylevyn ( $t_p = 11.0$  mm) komponenttimenetelmän mukainen kestävyys on 20 °C lämpötiloissa huomattavasti pienempi kuin 3D-analyysin avulla määritetty kestävyys. Ero kuitenkin pienenee lämpötilan noustessa ja komponenttimenetelmän mukainen kestävyys ylittää 3D-analyysin tuloksen 700 °C lämpötilassa. Vastaava taivutuskestävyys huoneenlämpötilassa on esitetty lähteessä Perttola (2017, Taulukko 4-4). Taulukoista 38 nähdään, että komponenttimenetelmällä 20 °C lämpötilassa määritetty liitoksen TE1 taivutuskestävyyden arvo on 27 % pienempiä kuin normaalilämpötilassa testaamalla saatu arvo. Vertailu osoittaa myös, että tässä tutkimuksessa käytetty 3D-analyysimalli tuottaa koekappaleen TE1\* tapauksessa myös kuormituskokeiden tuloksiin verrattuna merkittävästi suuremmat taivutuskestävyyden arvot. Kokeellisesti määritetty arvo huoneenlämpötilassa on 45.8 kNm kun se 3D-analyysin tulosten perusteella on 75.4 kNm. Liitoksen todellinen kestävyys on siis noin 60 % 3D-analyysin tuloksesta. Liitoksen kokeellisesti määritetty taivutuskestävyys 650 °C lämpötilassa oli 10.4 kNm. Numeerisen analyysin avulla vastaava kestävyys on noin 12 kNm. Näiden tulosten perusteella numeerinen malli tuottaisi todellisia arvoja suurempia kestävyiden arvoja kaikissa lämpötiloissa, mutta ero pienenee korkeammassa lämpötiloissa. Jotta komponenttimallin avulla määritetty kestävyys ei ylittäisi liitoksen todellista kestävyttä, komponenttimallin tulosten tulee olla, erityisesti alemmissa lämpötiloissa, merkittävästi alhaisempia kuin 3D-analyysin avulla määritetyt momenttikestävydet. Taulukossa 32 esitettyjen tulosten perusteella tämä toteutuu hyvin.

**Taulukko 32.** Jatkosliitoksen TE1\* komponenttimallilla Jatkosliitoksen TE1\* komponenttimallilla ja 3D-analyysin avulla määritettyjen taivutuskestävyyksien vertailu

Lämpötila [°C]	TE1*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 11.0$ mm)			
	$M_{j,\theta,Rd,35}$ [kNm]	$F_{ABQ}$ [kN]	$M_{ABQ,35}$ [kNm]	$\frac{M_{j,\theta,Rd,35}}{M_{ABQ,35}}$
20	33.7	145	75.4	<b>0.45</b>
200	33.7	128	66.5	<b>0.51</b>
300	33.7	121	62.9	<b>0.54</b>
400	33.7	97.7	50.8	<b>0.66</b>
500	26.3	67.6	35.1	<b>0.75</b>
600	15.8	31.1	16.2	<b>0.98</b>
700	7.74	14.4	7.48	<b>1.03</b>
750	5.72	11.6	6.01	<b>0.95</b>

Perttola (PhD Thesis 2017, Table 4-4, Table 5-9)			
20	33.5	55.6	<b>0.60</b>

Taulukosta 33 nähdään, että paksummalla levyllä ( $t_p = 20.3$  mm) komponenttimallilla määritetyt momenttikestävyysarvot ovat kaikissa lämpötiloissa pienempiä kuin 3D-analyysillä saatu tulos. Komponenttimenetelmällä määritetyt momenttikestävyysarvot ovat noin 11-19 % pienempiä kuin 3D-analyysin tulokset. Poikkeuksena 750 °C lämpötila, jossa komponenttimenetelmällä määritetty momenttikestävyys on 29 % pienempi kuin 3D-analyysin tulos. Vastaavat taivutuskestävyydet huoneenlämpötilassa on esitetty lähteessä Perttola (2017, Taulukko 4-4 ja taulukko 5-9). Perustuen taulukoiden 33 ja 34 tuloksiin sekä polttokokeen avulla määritettyä kriittistä lämpötilaa 650 °C vastaavaan taivutuskestävyyteen 15.6 kNm 3D-analyysin tulokset eivät ylitä kokeellisesti määritettyjä arvoja.

**Taulukko 33.** Jatkosliitoksen TE3\* komponenttimallilla ja 3D-analyysin avulla määritettyjen taivutuskestävyyksien vertailu

Lämpötila [°C]	TE3*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 20.3$ mm)			
	$M_{j,\theta,Rd,35}$ [kNm]	$F_{ABQ}$ [kN]	$M_{ABQ}$ [kNm]	$\frac{M_{j,\theta,Rd,35}}{M_{ABQ,35}}$
20	77.8	185	96.3	<b>0.81</b>
200	74.7	176	91.7	<b>0.81</b>
300	73.3	170	88.5	<b>0.83</b>
400	67.3	155	80.7	<b>0.83</b>
500	50.0	117	60.7	<b>0.82</b>
600	24.9	55.9	29.1	<b>0.86</b>
700	11.9	25.5	13.3	<b>0.89</b>
750	7.67	20.8	10.8	<b>0.71</b>
Perttola (PhD Thesis 2017, Table 4-4, Table 5-9)				
20	77.4		96.9	

Vastaavilla liitoksilla kuin TE1\* ja TE3\* on tehty kuormituskokeita myös huoneenlämpötilassa ((Perttola & Heinisuo (2011), Perttola (2017))). Perttolan kokeet (2011) tehtiin kolmen pisteen taivutuskokeina. Taulukossa 34 on esitetty Perttolan kokeellisesti ( $M_{R,test}$ ) ja 3D-analyysin avulla ( $M_{R,FEA}$ ) määrittämät jatkosliitosten taivutuskestävyyden arvot. Perttolan kokeista saatu maksimikuormitus ( $P_{max}$ ) jakautui tukireaktioiksi palkille ( $P_{tuki}$ ). Perttulan tutkimuksessa tukiväli oli 1000



millimetriä. Liitos TE1 vastasi tämän tutkimuksen liitosta TE1\* ja liitos TE3 liitosta TE3\*. Tämän tutkimuksen koekappaleissa rakenneputken seinämävahvuus oli 2.5 mm paksumpi, mikä johti hieman suurempiin putken kulmapyöristyksiin (n. 4 mm ero).

Perttolan kokeissakin (2011) numeerinen malli tuotti ohuen päätylevyn tapauksessa liian suuria kestävyysarvoja. Jäykän levyn tapauksessa (TE3\*) malli kuvaa kuitenkin hyvin liitoksen todellista kestävyyttä ja kokeellinen tulos oli 3 % suurempi kuin numeerisesti määritetty. Näihin kokeellisiin tuloksiin verrattuna komponenttimenetelmä johtaa konservatiiviseen tulokseen.

**Taulukko 34.** Jatkosliitoksille TE1\* ja TE3\* kokeellisesti (*test*) ja numeerisesti (*FEA*) määritetyt taivutusmomentin arvot huoneenlämpötilassa (Perttola, PhD Thesis 2017, Table 3-8, Table4-4)

Tunnus	$P_{max}$ [kN]	$P_{tuki}$ [kNm]	$L$ [m]	$M_{R,test}$ [kNm]	$M_{R,FEA}$ [kNm]
TE1	183	91.5	0.5	45.8	<b>55.6</b>
TE3	396	198	0.5	99.0	<b>96.9</b>

## Alkujäykkyys

Taulukoissa 35 ja 36 on verrattu kappaleessa 6 esitetyllä komponenttimenetelmällä kaksiaksisesti taivutetulle liitokselle laskettuja alkujäykkyksiä 3D-analyysin tuloksiin. Komponenttimenetelmän mukainen alkujäykkyys on laskettu kaavalla 6.7. Molemmille lasketuille tapaukselle on yhteistä, että standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmällä lasketut alkujäykkyydet ovat huomattavasti suurempia kuin 3D-elementtimallilla saadut alkujäykkyydet. Kuten on jo todettu, standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmän jäykkyyskaavat on tarkoitettu pilari-palkkiliitosten jäykkyyksien laskemiseen. Jatkosliitokset kulmaruuveineen ovat pilari-palkkiliitoksia taipuisampia levyrakenteita, mikä johtaa jäykkyyden yliarviointiin. Nurkkaruuveilla varustetun ulokkeellisen jatkosliitoksen jäykkyyden analysointi vaatii jatkotutkimusta. Tarkasteltavia parametreja voisivat olla jäykkyyskaavassa esiintyvät teräksen lämpötilasta riippuva kimmokertoimen pienennystekijä  $k_{E,\theta}$  ja jäykkyystekijä  $k_{eff}$ . Tämän tutkimuksen perusteella standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmään perustuvia jäykkyyden laskentakaavoja ei voi käyttää kulmaruuveja sisältävän jatkosliitoksen laskennassa.

**Taulukko 35.** Jatkosliitoksen TE1\* kiertymisjäykkyyden alkuarvojen vertailu

Lämpötila [°C]	$k_{E,\theta}$	$k_{E,\theta}E_a$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	TE1*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 11.0$ mm)		
			$S_{j,\theta,ini}$ [kN/mm]	$S_{j,\theta,ini,ABQ}$ [kN/mm]	$\frac{S_{j,\theta,ini}}{S_{j,\theta,ini,ABQ}}$
20	1.000	210	19.6	5.27	<b>3.7</b>
200	0.900	189	17.6	4.74	<b>3.7</b>
300	0.800	168	15.7	4.21	<b>3.7</b>
400	0.700	147	13.7	3.69	<b>3.7</b>
500	0.600	126	11.7	3.16	<b>3.7</b>
600	0.310	65.1	6.07	1.63	<b>3.7</b>
700	0.130	27.3	2.55	0.68	<b>3.7</b>
750	0.110	23.1	2.15	0.58	<b>3.7</b>

**Taulukko 36.** Jatkosliitoksen TE3\* kiertymisjäykkyyden alkuarvojen vertailu

Lämpötila [°C]	$k_{E,\theta}$	$k_{E,\theta}E_{a,\theta}$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	TE3*, $\alpha = 35^\circ$ ( $t_p = 20.3$ mm)		
			$S_{j,\theta,ini,EN3}$ [kN/mm]	$S_{j,\theta,ini,ABQ}$ [kN/mm]	$\frac{S_{j,\theta,ini,EN3}}{S_{j,\theta,ini,ABQ}}$
20	1.000	210	83.8	12.3	<b>6.8</b>
200	0.900	189	75.4	11.8	<b>6.4</b>
300	0.800	168	67.0	10.5	<b>6.4</b>
400	0.700	147	58.7	8.64	<b>6.8</b>
500	0.600	126	50.3	8.63	<b>5.8</b>
600	0.310	65.1	26.0	3.83	<b>6.8</b>
700	0.130	27.3	10.9	1.60	<b>6.8</b>
750	0.110	23.1	9.22	1.36	<b>6.8</b>

## 7.4 Johtopäätökset

Kappaleessa 7 on arvioitu esimerkkilaskelmien avulla standardissa EN 1993-1-8 (2005) esitetyn komponenttimenetelmän soveltuvuutta kaksiakselisesti kuormitetun jatkosliitosten taivutuskestävyyden ja alkujäykkyyden määrittämiseen. Komponenttimallin mukaiset laskentakaavat on esitetty kappaleessa 6. Soveltuvuutta on arvioitu kahden laskentaesimerkin avulla. Esimerkit käsittelevät rakenneputken

ulokkeellisen jatkosliitoksen kestävyyttä ja kiertymisjäykkyyttä tilanteessa, jossa liitokseen kohdistuu standardipalon mukainen lämpörasitus.

Soveltuvuutta on arvioitu vertaamalla komponenttimenetelmällä laskettuja tuloksia kokeellisiin ja 3D-analyysin avulla tuotettuihin tuloksiin. Numeerinen malli on validoitu ja verifioitu kahden kaksiaksisesti taivutetun liitoskokeen (TE1\* ja TE3\*) avulla ja sen katsotaan edustavan liitoksen todellista käyttäytymistä riittävällä tarkkuudella. Nämä kokeet eivät vielä kerro siitä, miten hyvin malli kykenee toistamaan vedetyn liitoksen todellista käyttäytymistä. Näiden tapauksen osalta malli edellyttää jatkotutkimusta.

Standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmällä lasketut jatkosliitoksen TE1\* (Murtumismalli 1) vetokestävyudet ovat suoraan verrannollisia myötörajan lämpötilariippuvuuteen ( $k_y$ ), jolloin liitoksen kestävyys pysyy vakiona 500 °C lämpötilaan asti. Tarkasteluissa käytettiin kimmoplastista materiaalmallia, joka ei ota huomioon materiaalmurtumaa eli materiaalien oletetaan taipuvan rajatta ilman murtumista. Jatkosliitoksen ruuveille sovellettiin rakenneteräksen kimmomoduulia (210 GPa) ja lujuuden pienennystekijöitä. Ruuvien vetomurtolujuuden lisäksi olisi kuitenkin otettava huomioon, että ruuviliitos voi murtua myös ruuvien kierteen leikkautuessa irti ruuvista tai mutterin kierteen leikkautuessa mutterista irti.

Tehtyjen tarkastelujen perusteella standardin EN 1993-1-8 (2005) mukainen komponenttimenetelmä soveltuu tutkitun rakenneputkien jatkosliitoksen kestävyuden määrittämiseen ja menetelmä tuottaa liitoksen todellista kestävyyttä alhaisempia tuloksia. Menetelmällä lasketut alkujäykkyydet olivat kuitenkin merkittävästi suurempia kuin 3D-analyysillä määritetyt alkujäykkyydet. Tämän tutkimuksen perusteella standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmään perustuvia jäykkyyden laskentakaavoja ei voi käyttää kulmaruuveja sisältävän jatkosliitoksen laskennassa. Malli edellyttää tältä osin vielä jatkokehitystä.

## 8 YHTEENVETO

Tässä tutkimuksessa on selvitetty teräslitosten suunnittelustandardissa (EN 1993-1-8, 2005: luku 6) esitetyn huoneenlämpötilassa käytetyn yleisen komponenttimenetelmän soveltumista kaksiakσιαalisesti taivutetun rakenneputken päätylevyllisen jatkosliitoksen palomitoitukseen. Komponenttimenetelmän toimivuutta tarkasteltiin kokeellisesti sekä 3D-elementtimenetelmän simuloinnilla. Standardin EN1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmän mukainen liitosmalli tarkastelee kuormitustapauksia, joissa liitoksen poikkileikkaukseen kohdistuu taivutusmomentti yhden pääakselin suhteen ja/tai aksiaalinen kuormitus. Tässä tutkimuksessa menetelmää on laajennettu tapaukseen, jossa taivutus tapahtuu molempien akseleiden suhteen samanaikaisesti.

Tämän tutkimuksen testiohjelma sisälsi kaksi polttokoetta. Tampereen yliopiston palolaboratoriossa tehtyjen polttokokeiden tavoitteena oli selvittää rakenneputken neljäruuvisen laipallisen jatkosliitoksen lämpötilan nousu ja siirtymät ajan funktiona, kun liitosta rasitti vino taivutus ja siihen kohdistettiin standardin EN 1363-1 (ISO 834-1) mukainen standardipalorasitus. Kuorman suunnan ja rakenneputken heikon akselin välinen kulma oli 35°. Liitoksen kuormitustaso pidettiin kokeen ajan vakiona ja uunin lämpötilaa nostettiin kappaleen murtumiseen asti. Rakenneputkien ja päätylevyjen lujuusluokka oli S355 ja liitoksissa käytettyjen ruuvien lujuusluokka oli 10.9. Kappaleen kuormitukseen käytetyt nostolevyt ja ketjut palosuojattiin. Muu osa kappaletta oli alttiina standardipalolle. Liitoksen lämpötilaa mitattiin toiseen päätylevyyn asennetuilla 14 termolangalla. Koekappaleen päiden pystysuuntaa mitattiin tunkkeihin kiinnitetyillä siirtymäantureilla. Mittaustuloksista vähennettiin palkin kimmoinen taipuma.

Kahdessa polttokokeessa testattiin kaksi liitosta, joiden geometria oli päätylevyn paksuutta lukuun ottamatta sama. Koekappaleessa TE1\* päätylevyn paksuus oli 11.0 mm ja koekappaleessa TE3\* 20.3 mm. Koekappaletta TE1\* nostettiin molemmista päistä 20 kN voimalla ja koekappaletta TE3\* 30 kN voimalla. Koeluontoisesti testikappaleiden siirtymää mitattiin myös manuaalisesti kahdella uunin ulkopuolelle sijoitetulla takymetrillä. Tarkoituksena oli saada tietoa tarkkailupisteiden siirtymistä kaikissa kolmessa pääsuunnassa. Tässä tavoitteessa ei täysin onnistuttu.

Koekappaleen TE1\* kantokyvyn menettämisen aiheutti jatkoksen suuret muodonmuutokset ja muodonmuutosten vaikutuksesta syntyneet vipuvoimat, jotka kasvattivat ruuvivoimia. Koekappaleesta TE1\* mitattujen siirtymien kasvu kiihtyi merkittävästi, kun liitoksen keskiarvolämpötila ylitti 650 °C tason. Tässä vaiheessa siirtymät kasvoivat niin nopeasti, etteivät tunkit kyenneet ylläpitämään vakiokuormaa kokeen loppuun asti. Päätylevyn muodonmuutokset kokeen lopussa olivat merkittäviä ja kokeen päätyttyä havaittiin paikallinen hitsin muutosvyöhykkeen murtuma. Suurin rasitus kohdistui liitoksen alimpaan ruuviin.

Koekappaleesta TE3\* mitatut siirtymät alkoivat kasvaa merkittävästi, kun liitoksen keskiarvolämpötila ylitti 650 °C tason. Koekappaleesta TE1\* poiketen koekappaleen TE3\* päätylevyssä ei tapahtunut suuria muodonmuutoksia ja paksumpi päätylevy johti liitoksen murtumismuodon muuttumiseen. Koekappaleen TE3\* murtumisen aiheutti alimman ruuvien kierteiden tartunnan pettäminen ja mutterin liitoksen pettäminen ruuvien ja mutterin välisen kierteen leikkautuessa, minkä seurauksena ruuvi liukui pois mutterista. Kokeista otettiin kuvia digikameralla ja kokeet videoitiin. Lisäksi kolmelle ruuville tehtiin erillinen vetokoe, jonka tuloksena saatiin ruuvien keskimääräinen vetokestävyys. Ruuvien pituuden muutosta eli venymää ei mitattu.

Epälineaaristen ilmiöiden realistinen kuvaaminen edellytti numeerista simulointia, joka suoritettiin ABAQUS/Standard CAE (versio 6.13-3) ohjelmalla. Liitosten geometria noudatti testikappaleiden geometriaa. Mallinnuksessa otettiin huomioon mm. materiaalien kimmoplastinen käyttäytyminen, osien väliset kontaktit ja ruuvien kuroutuminen. Mallintamisessa käytettiin täysin integroituvaa kuplamuodolla parannettua 8-solmuista särmiöelementtiä C3D8I. Hitsit mallinnettiin kiinteästi rakenneputken päähän. Ruuvien kierteitä ei mallinnettu. Ruuvien esikuormituksena käytettiin arvoa 17400 kN. Korkeammassa lämpötiloissa teräksen lujuus- ja muodonmuutosominaisuudet heikkenevät standardin EN 1993-1-2 (2005) mukaisilla pienennyskertoimilla.

3D-analyyseistä saatuja lämpötiloja verrattiin koetuloksiin (validointi). Muutamien kymmenen asteen erot elementtimallien ja koetulosten välillä johtuivat monista tekijöistä. Käytetyt materiaalmallit perustuivat standardiin EN 1993-1-2 (2005) ja koekappaleen todelliset materiaaliominaisuudet saattavat poiketa näistä. Myös lämmönsiirtoparametreina käytettiin vakioita. Kuljettumisen (konvektio) lämmönsiirtokerroin  $\alpha_c$  ei ole materiaalivakio, vaan se vaihtelee välillä 5...25 W/m<sup>2</sup>K. Tässä tutkimuksessa käytettiin arvoa  $\alpha_c = 22$  W/(m<sup>2</sup>K) standardin ISO 12241 (2008) mukaisesti. Myös teräksen emissiivisyys lasketaan kaavalla, johon

sisältyy oletuksia. Tässä tutkimuksessa rakenneosan pinnan säteilykertoimena käytettiin arvoa 0.7.

Tutkimuksen analyttisessä osassa tarkasteltiin kahta jatkosliitosten kuormitustapausta: vedetty liitos ja kaksiakσιαalisen taivutuksen rasittama liitos. Standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaisen laajennetun komponenttimenetelmän laskentamenetelmää ja laskentakaavoja laajennettiin kattamaan liitoksen taivutuskestävyyden ja alkujäykkyyden määrittämisen palomitoitustarkasteluissa. Esitettyjen kaavojen soveltuvuutta tutkittiin vertaamalla niillä tuotettuja tuloksia kokeellisesti ja numeerisen 3D-analyysin avulla tuotettuihin tuloksiin (menetelmän verifiointi).

Aksiaalinen vedon esimerkkilaskuissa käytettiin samaa 3D-elementtimallia kuin koekappaletta mallinnettaessa, mutta keskikohdan jäykkä taso ja päädyssä sijainneet levyt jätettiin pois. Lisäksi käytettiin 8-solmuista lineaarista särmiöelementtiä C3D8R. Standardin EN 1993-1-8 (2005) mukaisella komponenttimenetelmällä laskettuja vetokestävyyksiä, ruuvivoimia ja taivutusmomenteja verrattiin epälineaarisen staattisen 3D -analyysin tuloksiin huoneenlämpötilassa ja korkeissa lämpötiloissa. Tulosten vertailusta voidaan nähdä, että ohuemmalla päätylevyillä komponenttimenetelmän mukainen vetokestävyys on alhaisissa lämpötiloissa huomattavasti pienempi kuin 3D-analyysin tuloksista määritetty kestävyys. Ero kuitenkin pienenee lämpötilan noustessa ja komponenttimenetelmän mukainen kestävyys ylittää 3D-analyysin tuloksen, kun liitoksen lämpötila ylittää 600 °C. Paksumman päätylevyn tapauksessa molemmat menetelmät johtavat samaan kestävyuden arvoon lämpötilasta riippumatta. Tämä käyttäytyminen vastaa kaksiakσιαalisesti taivutetun tapauksen yhteydessä tehtyjä havaintoja ja johtopäätöstä, että 3D-analyysin tulokset ovat, erityisesti alhaisemmissa lämpötiloissa, todellista kestävyyttä merkittävästi suurempia. Se, että komponenttimalli antaa huomattavasti 3D-analyysin tuloksia pienempiä tuloksia, osoittaa, että komponenttimalli antaa oikean suuntaisia tuloksia. Tämän varmistaminen edellyttää kuitenkin kokeellista jatkotutkimusta.

Kaksiakσιαalisen taivutuksen tapauksessa ohuemman taipuisan päätylevyn (TE1\*,  $t_p = 11.0$  mm) komponenttimenetelmällä määritetty taivutuskestävyys poikkesi 3D-analyysin tuloksista vastaavalla tavalla kuin vedetyn liitoksen tapauksessa. Numeerisen 3D-analyysin tuottamat kestävyuden arvot olivat huomattavasti suurempia kuin kokeellisesti ja komponenttimenetelmällä määritetyt kestävyudet, erityisesti alle 500 °C lämpötiloissa. Perustuen huoneenlämpötilassa ja polttokokeiden tulosten perusteella arvioituissa kriittisissä lämpötiloissa määritettyihin taivutuskestävyyden arvoihin, komponenttimenetelmän mukainen

kestävyys ei kuitenkaan ylitä kokeellisesti määritettyjä arvoja. Jäykän levyn tapauksessa ( $TE3^*$ ,  $t_p = 20,3$  mm) sekä komponenttimalli että 3D-analyysi tulokset kuvaavat hyvin liitoksen todellista kestävyyttä ja kokeellinen tulos oli 3 % suurempi kuin numeerisesti määritetty. Tutkimuksen tulosten perusteella standardin EN 1993-1-8 (2005) mukainen komponenttimenetelmä soveltuu tutkitun rakenneputkien jatkosliitoksen kestävyuden määrittämiseen ja menetelmä tuottaa liitoksen todellista kestävyyttä alhaisempia tuloksia.

Komponenttimenetelmän mukaista menetelmää liitoksen alkujäykkyyden määrittämiseksi arvioitiin vertaamalla tuloksia 3D-analyysin tuloksiin. Tulosten perusteella komponenttimenetelmällä lasketut jäykkyydet olivat kuitenkin merkittävästi suurempia kuin 3D-analyysillä määritetyt jäykkyydet. Tämän tutkimuksen tarkastelujen perusteella ei voida vielä osoittaa, että standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmään perustuvat alkujäykkyyden laskentakaavat kulmaruuveja sisältävän jatkosliitoksen tapauksessa johtaisivat palomitoituksen kannalta turvalliseen ratkaisuun. Standardin EN 1993-1-8 (2005) komponenttimenetelmän jäykkyydekaavat on tarkoitettu pilari-palkkiliitosten jäykkyyksien, mikä ei täysin vastaa jatkosliitoksen olosuhteita. Palomitoitusmenetelmän kehittäminen edellyttää tältä osin vielä jatkotutkimusta.

# STANDARDIT

- ISO 12241:2008 Thermal insulation for building equipment and industrial installations -- Calculation rules
- ISO 834:1999 Fire-resistance tests - elements of building construction. International organization for standardization. Geneve.
- ISO 898-1:2013. Kiinnittimien lujuusominaisuudet, seostamattomat ja seosteräkset, Osa 1: Ruuvien ja vaarnaruuvien lujuusluokat. Vakiokierre ja taajakierre.
- SFS-ISO 4017, DIN 933 Täyskierteiset kuusioruuvit, pinnoittamaton. Tarkkuusluokat A ja B; Suomen Standardisoimisliitto SFS.
- SFS-ISO 4032, DIN 934 Kuusiomutteri, pinnoittamaton.
- SFS-ISO 7089/ DIN 125 Pyöreät aluslaatat, sinkityt. Normaalikokoiset.
- SFS-EN 1090-2:2018 Teräs- ja alumiinirakenteiden toteutus. Osa 2: Teräsrakenteiden tekniset vaatimukset
- SFS-EN 10025-2:2004 Kuumavalssatut rakenneteräkset. Osa 2: Seostamattomat rakenneteräkset. Tekniset toimitusehdot.
- SFS-EN 1363-1: 2000. Palonkestävyytestit, osa 1: Yleiset vaatimukset. Fire resistance tests. Part 1: General Requirements CEN Bryssels.
- SFS-EN 1991-1-2. (2003). Eurokoodi 1: Rakenteiden kuormat osa 1-2: Yleiset kuormat. Palolle alttiiden rakenteiden rasitukset. Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire.
- SFS-EN 1993-1-1. (2005). Eurokoodi 3. Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-1: Yleiset säännöt ja rakennuksia koskevat säännöt. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings.
- SFS-EN 1993-1-2. (2005). Eurokoodi 3: Teräsrakenteiden suunnittelu osa 1-2: Rakenteen palomitoitus. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-2: Structural fire design.



- SFS-EN 1993-1-5. (2006). Eurokoodi 3. Teräsrakenteiden suunnittelu. osa 1-5: Tasomaiset levyrakenteet. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-5: Plated structural elements.
- SFS-EN 1993-1-8. (2005). Eurokoodi 3. Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-8: Liitosten suunnittelu. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints.
- SFS-EN 1994-1-2. (2006). Eurokoodi 4: Betoni-teräs -liittorakenteiden suunnittelu. Osa 1-2: Yleiset säännöt. Rakenteiden palomitoitus. Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-2: General rules - Structural fire design.
- SFS-EN 1999-1-1. (2007). Eurokoodi 9. Alumiinirakenteiden suunnittelu. Osa 1-1: Rakenteita koskevat yleiset säännöt. Design of aluminium structures, Part 1-1: General structural rules.
- SFS-ENV 1993-1-1. (1993). Eurokoodi 3. Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1. 1: Liite J Palkki-pilariliitokset.

# LÄHTEET

- ABAQUS/CAE version 6.13 (2013). Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI Rhode Island, USA.
- Abaqus Analysis User's Manual Volyme IV
- Airila M., Ekman K., Hautala P., Kivioja S., Klemola M., Martikka H., Miettinen J., Niemi E., Ranta A., Rinkinen J., Salonen P., Verho A., Vilenius M. ja Välimaa V., (2003). Koneenosien suunnittelu. Porvoo WSOY 4. painos.
- Al-Jabri K., Burgess I., Lennon T, Plank R., (1998). Behaviour of steel and composite beam–column connections in fire. *J. Construct. Steel Res.*; 46:1–3. pp. 308-309.
- Al-Jabri K., (2004). Component-based model of the behaviour of flexible end-plate connections at elevated temperatures. *Compos Struct*; 66, pp. 215–21.
- Anderson D., Bijlaard F., Nethercot D.A., Zandonini R., (1987). Analysis and design of steel frames with semi-rigid connections *IABSE Surv.*, 4, pp. 61–78.
- Beg D., Zupančič E., Vayas I., (2004). On the rotation capacity of moment connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 60, pp.601-620.
- Block F.M. (2006). Development of a Component-Based Finite Element for Steel Beam-to-Column Connections at Elevated Temperatures. PhD Thesis, University of Sheffield
- British Steel, Swindon Laboratories; (1982). The performance of beam/column/beam connections in the BS 5950: Part 8 fire test. Reports T/RS/1380/33/82D and T/RS/1380/34/82D Rotherham, UK.
- Client Report (2003): Results and Observations from Full-Scale Fire Test. Experimental Data, BRE Cardington.
- Davison J., Kirby P., Nethercot D., (1987). Rotational stiffness characteristics of steel beam to column connections. *J Const Steel Res* 18, pp.17–54.
- Ferrometal Oy, 4. Mekaaniset ominaisuudet. Karhutie Nurmijärvi.

- Girão Coelho A., Bijlaard F., Simões da Silva L., (2004). Experimental assessment of the ductility of extended end plate connections. *Engineering Structures* 26, pp. 1185–1206.
- Girão Coelho A., Simões da Silva L., Bijlaard, F., (2004a). Ductility analysis of bolted extended end plate beam-to-column connections. *Steel & Composite Structures (ICSCS'04)* (pp. 247-258). Yuseong, Korea: Techno-Press.
- Girão Coelho AM., (2004b). Characterization of the ductility of bolted end plate beam-to-column steel connections, PhD Thesis, Universidade de Coimbra.
- Grierson D., Xu L., (1992). Optimal design of steel frameworks accounting for semi-rigid connections G.I. Rozvany (Ed.), *Optimization of Large Structural Systems*, Kluwer, Dordrecht.
- Heinisuo M, Laine V, Lehtimäki E., (2009). Enlargement of the component method into 3D. *Proceedings Nordic steel construction conference*, Malmö, Sweden, September 2–4, Publication 181, LUT & SBI; pp. 430–437.
- Heinisuo M., Laasonen M., Haapio J., (2010). BIM based manufacturing cost estimation of building products. In: Menzel, K, Scherer, R (Eds.), *eWork and eBusiness in Architecture, Engineering and Construction*, ECPPM, CRC Press/Balkema, London, pp. 53-59.
- Heinisuo M., Ronni H., Perttola H., Aalto A., Tiainen T., (2012). End and base plate joints with corner bolts for rectangular tubular member. *Journal of Constructional Steel Research* 75, p. 85-92.
- Hendrick A., Murray T., (1984). Column web compression strength at end plate connections. *AISC Engng J* 1984: 161-9.
- Kouhi, Jouko, (2015). Eurocode 3: Teräsrakenteiden suunnittelu: 1-8 Liitokset. Sovellutusohjeita, taustatietoa, kommentteja, tulkintoja, selvennyksiä, kansallinen liite ja sen taustoja, oppi- ja opetusaineistoa, esimerkkejä. Helsinki: Teräsrakenneyhdistys ry.
- Kruppa J., (1976). Resistance on feu des assemblage par boulous. CTICM Report, Document No. 1013-1, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique. France: St. Remy Chevzuese [English translation available entitled Fire resistance of joints with high strength bolts].
- Laine V., (2007). Teräsrungon liitosten jouston huomioon ottaminen integroidussa suunnittelujärjestelmässä (Development of semi-rigid behaviour of structural connections in an integrated design system). Master's Thesis, Tampere University of Technology, Tampere. (In Finnish)

- Lawson R., (1990). Behaviour of steel beam-to-column connections in fire. *The Structural Engineer*; 68(14):263–71.
- Leston-Jones L., Burgess W., Lennon T., Plank R., (1997). Elevated temperature moment–rotation tests on steelwork connections. *Proc. Institution of Civil Engineers, Structures and Buildings* 122(4):410–419.
- NIST (2008) National Institute of Standards and Technology. Final Report on the collapse of the World Trade Center building 7. USA: National Institute of Standards and Technology.
- Orosz I., (1970). Simplified method for calculating shear deflections of beams. U.S.Department of Agriculture, Forest Service Note FPL-0210, Forest Products Laboratory (U.S.), Madison, University of Wisconsin?
- Perttola H., (2017). 3D Component Method Based on the Rakes. Tampere University of Technology. PhD Thesis, Publication; Vol. 1517. Tampere University of Technology.
- Perttola H., Heinisuo M., (2011). Test Report, End Plate Joints of Steel Tubes, Biaxial and Weak Axis Bending. Tampere University of Technology. Department of Civil Engineering. Structural Engineering. Research Report 155 Tampere. 58 p. + 17 app.
- Piluso V., Faella C., Rizzano G., (2001). Ultimate behavior of bolted T-stubs. I: theoretical model. *Journal of Structural Engineering ASCE*, 127(6):686-693.
- Ronni H., Heinisuo M., (2010). Test report, end plate joints of steel tubes, strong axis bending, Research Report 149, Tampere University of technology, Department of civil engineering, Finland.
- Ronni H., Heinisuo M., (2012). Test Report, End Plate Joints of Steel Tubes, Biaxial Bending in Fire. Tampere University of Technology. Department of Civil Engineering. Structural Engineering. Research Report 156 Tampere. 34 p. + 5 app.
- Simões L., (1996). Optimization of frames with semi-rigid connections, *Computers & Structures*, Vol. 60, Issue 4, pp. 531–539.
- Spyrou S., Davison J., (2001). Displacement measurement in studies of steel T-stub connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 57, pp 647-659
- Spyrou S., (2002). Development of a component based model of steel beam-to-column joints at elevated temperatures, PhD Thesis, University of Sheffield.

- Swanson J.A., Leon R.T., (2001). Stiffness modeling of bolted T-stub connection components. *Journal of structural engineering*, 127 (5) 498-505.
- Tschemmerneegg F., Tautschnig A., Klein H., Braun Ch., Humer Ch., (1987). Zur Nackgiebigkeit von Rahmenknoten. *Stahlbau* 56; Nr. 10, 299–306.
- Tschemmerneegg F., Huber G., Huter, M., Rubin, D., (1997). Komponentenmethode und Komponentenversuche zur Entwicklung von Baukonstruktionen in Mischbauweise. *Stahlbau* 66, Nr. 9, S. 624 - 638.
- Tschemmerneegg F., Angerer T., Frischhut M., (1999). Bemessungshilfen für nachgiebige Stahlknoten mit Stirnplattenanschlüssen. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): *Stahlbaukalender 1999*. Verlag Ernst & Sohn, Berlin.
- Van der Vegte G. J., Makino Y. (2004), Numerical simulations of bolted connections: The implicit versus the explicit approach, *Connections in steel structures V - June 3-4, Amsterdam, Netherlands*.
- Wald F, (2007). Design of structural connections to Eurocode, Worked Examples Helsinki University of Technology Laboratory of Steel Structures Publications 33 Teknillisen korkeakoulun teräsrakennetekniikan laboratorion julkaisuja 31 Espoo.
- Wald F., Bouguin V., Sokol Z., Muzeau J-P., (2000). Effective length of T-stub of RHS column base plates. *Proceedings of the Conference Connections in Steel Structures IV, Roanoke, pp. 393-402*.
- Wang W.-Y., Li G.-Q., Dong Y.-L., (2007). Experimental study and spring-component modelling of extended end-plate joints in fire. *Journal of Constructional Steel Research* Volume 63, Issue 8, August 2007, Pages 1127-1137
- Wheeler A. T., Clarke M. J., Hancock G.J., Murray T. M., (1997). Design Model for Bolted Moment End Plate Connections using Rectangular Hollow Sections. *Research Report No R745*.
- Yee Y., Melchers R., (1986). Moment–rotation curves for bolted connections. *Journal of Structural Engineering, ASCE* 1986;112(3):615–35.
- Ylinen A., (1976). Kimmo- ja lujuusoppi, osa I. Porvoo WSOY.
- Yu H., Burgess I., Davison J., Plank R., (2008). Numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis, *Journal of Constructional Steel Research* 64, 515–525, Elsevier.

- Zoetemeijer P., (1974). A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections, Heron 20(1):1–59. Steven Laboratory, Delft 1974.
- Zoetemeijer, P. (1983a). Proposal for Standardization of Extended End Plate Connection based on Test results and Analysis. Rep. No. 6-83-23, Steven Laboratory, Delft.
- Zoetemeijer P., (1983b). Summary of the Research on Bolted Beam-to-Column Connections (period 1978 - 1983), Report No. 6-85-M, Steven Laboratory, Delft, 1983.

