LAPPEENRANNAN TEKNILLINEN YLIOPISTO
Teknillinen tiedekunta
Teräsrakenteiden laboratorio
LUT Kone

Tuomas Lähde

K-LIITOKSEN EPÄKESKEISEN TUENNAN AIHEUTTAMAN SEKUNDÄÄRISEN MOMENTIN MÄÄRITYS

Työn Tarkastajat: Professori Timo Björk
Diplomi-insinööri Niko Tuominen

TIIVISTELMÄ

Lappeenrannan teknillinen yliopisto
Teknillinen tiedekunta
LUT Kone
Teräsrakenteiden laboratorio

Tuomas Lähde

K-LIITOKSEN EPÄKESKEISEN TUENNAN AIHEUTTAMAN SEKUNDÄÄRISEN MOMENTIN MÄÄRITYS

Diplomityö

2014

71 sivua, 47 kuvaa, 9 taulukkoa ja 2 liitettä

Tarkastajat: Professori Timo Björk
Diplomi-insinööri Niko Tuominen

Hakusanat: K-liitos, sekundäärinen momentti, nelikulmainen rakenneputki, S700
Keywords: K-joint, secondary bending, secondary moment, RHS, S700

Työssä on tutkittu laboratoriokokeen ja elementtimenetelmän avulla eri geometrioiden vaikutusta sekundääriseen momentin syntymiseen K-liitoksella. Kokeen liitos on tehty S700-lujuusluokan Ruukin Optim 700 plus MH nelikulmaisista rakenneputkista (RHS). Elementtimalleissa on käytetty geometrista ja materiaalista epälineaarisuutta ennustamaan liitoksen muodonmuutoskykyä ja laskennallista kestävyyttä. Liitoksen elementtimalleissa muutettavia geometrioita ovat: vapaaväli, uumasauvan ja paarteen välinen kulma, paarteen seinämän paksuus, liitoksen eksentrisyys ja uumasauvan ja paarteen leveyden suhde. Laboratoriokokeen liitoksen vetouumasauvassa vaikuttava sekundäärisen momentin aiheuttama jännitys on noin 25 % vetouumasauvan myötörajasta. Suurin sekundäärinen momentti syntyy, kun vapaaväliä pienennetään ja uumasauvaa kavennetaan paarteeseen nähden. Eurocode 3:n mitoitusohjeita voidaan elementtimallien perusteella soveltaa tietyille geometrioille turvallisesti.

ABSTRACT

Lappeenranta University of Technology
Faculty of Technology
Department of Mechanical Engineering
Laboratory of Steel structures

Tuomas Lähde

DEFINING OF SECONDARY BENDING MOMENT IN K-JOINT WITH NON-UNIFORMLY SUPPORTED BRACES

Master's thesis

2014

71 pages, 47 figures, 9 tables and 2 appendices

Examiners: Professor Timo Björk
M. Sc. Tech. Niko Tuominen

Keywords: K-joint, secondary bending, secondary moment, RHS, S700

With experimental testing and finite element modeling, this work focus on studying secondary bending moment in K-joint with varying geometric parameters. Joint for the experimental test is made from S700-strength steel; Ruukki's Optim 700 plus MH square hollow sections (RHS). Finite element models have been made by using the geometric and material non-linearity to predict the deformation capacity of the joint and the calculated ultimate strength. Changing geometric parameters in finite element models are: gap, the angle between brace and the chord, the chord thickness, eccentricity of the joint and width ratio of braces and the chord. Laboratory test of the joint shows additional stress from secondary bending moment in the tension brace, that is 25 % from yield strength of the brace. Based on the results from finite element models Eurocode 3 design guidelines can be applied safely to some of the geometries.

ALKUSANAT

Tämä työ on tehty SSAB:lle Lappeenrannan teknillisen yliopiston teräsrakenteiden laboratoriossa. Työn ohjaajina toimivat professori Timo Björk ja DI Niko Tuominen. Haluaisin kiittää heitä paljon hyvistä neuvoista ja opastuksesta työn aikana. Haluaisin kiittää myös SSAB:tä mielenkiintoisesta aiheesta, jossa opin soveltamaan käytännössä kursseilla opittuja asioita. Suuret kiitokset myös muille diplomityöntekijöille hyvistä vinkeistä ohjelmistojen käyttöön liittyen.

Lappeenrannassa 1.12.2014

Tuomas Lähde

SISÄLLYSLUETTELO

1 JOHDANTO 10
1.1 Työn rajaus 10
1.2 Aiemmat tutkimukset 11
2 VAPAAVÄLILLINEN K-LIITOS 14
2.1 Liitoksen geometrioiden merkinnät ja dimensiottomat luvut 14
2.2 Mitoitusohjeet rakenneputkiliitoksille 15
2.3 Rakenneputkesta valmistetun K-liitoksen vaurioitumisen arviointi ja vauriomuodot 16
2 SUURLUJUUSTERÄSLIITOKSEN STAATTINEN KESTÄVYYS 18
2.1 Suurlujuusterästen asettamat rajoitukset liitoksen suunnittelussa 19
2.2 Sekundäärinen momentti liitoksessa 22
3 TUTKIMUSMENETELMÄT 27
3.1 Kriteereitä suurimman kuormituskyvyn tutkimiseen 27
3.1.1 Eurocode 3 kuormitusarvot eri vauriomuodoille 27
3.1.2 Liitoksen suurimman kuormitusarvon määrittäminen paarteen pinnan siirtymistä 28
3.1.3 Venymien käyttö kestävyyden arvioinnissa 30
3.2 Uumasauvassa vaikuttavan sekundäärisen momentin tutkiminen 30
3.3 Elementtimenetelmän käyttö rakenteen analysoinnissa 33
3.1.1 Elementtien ominaisuuksia 33
3.1.2 Materiaalimalli 35
3.1.3 Reunaehdot ja voimat 36
3.1.4 Analyysi 37
3.1.5 Jälkikäsittely 37
4 K-LIITOKSEN LABORATORIOKOE JA ELEMENTTIMALLIT 38
4.1 Laboratoriokoe 38
4.2 K-liitosten analysointi elementtimenetelmällä 40
4.2.1 Geometriat 40

4.2.1 Materiaalimalli 42
4.2.2 Reunaehdot ja kuormitukset 43
4.2.3 Verkotus 44
4.2.4 Analyysi ja tulosten kerääminen 45
5 TULOKSET 48
5.1 Laboratoriokokeen tulokset ja vertailu BSAK1 malliin 49
5.2 Paarteen levynpaksuuden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen 53
5.3 Uumasauvan kulman vaikutus liitoksen käyttäytymiseen 56
5.4 Uumasauvan leveyden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen 59
5.5 Gapin vaikutus liitoksen käyttäytymiseen 62
5.6 Eksentrisyyden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen 65
5.7 Liitosparametrien vaikutus liitoksen kuormitukseen 67
6 JOHTOPÄÄTÖKSET 70
LÄHDELUETTELO 71
LIITTEET
LIITE 1. Kokeen K-liitoksen valmistuspiirustukset
LIITE 2. Eurocode 3:n mukaiset kuormituksen maksimiarvot

KÄYTETYT MERKINNÄT

A_{15}	murtovenymä koesauvan pituuden ollessa 15 mm
A_i	sauvan i leikkauksen pinta-ala
E	kimmomoduuli
M	momentti uumasauvassa tai paarteessa
M_{pl}	plastinen momentti uumasauvassa tai paarteessa
$N_{1,2,Rd}$	veto tai puristusuumasauvan mitoituskestävyys
N_i	uumasauvoihin tai paarteeseen kohdistuva veto tai puristusjännitys
$R_{p0,2}$	myötöraja 0,2 %:n venymän perusteella
b_i	rakenneputken i leveys
e	eksentrisyys
f_u	murtolujuus
f_y	myötölujuus
g	gap mitattuna uumasauvojen reunasta
g'	gapin jäykkyysparametri
h_i	rakenneputken i korkeus
t_i	rakenneputken i paksuus
β	uumasauvan ja paarteen leveyden suhde
γ	rakenneputken hoikkuus
ε_{fr}	murtovenymä
ε_{nom}	insinöörivenymä
ε_T	todellinen venymä
ε_u	kokonaistasavenymä
ε_y	myötövenymä
θ_i	uumasauvan i ja paarteen välinen kulma
σ_M	sekundäärisen momentin aiheuttama jännitys
σ_{nom}	insinöörijännitys
σ_T	todellinen jännitys
τ	uumasauvan ja paarteen paksuuden suhde
γ_{M5}	osavarmuuskerroin rakenneputken liitosten kestävyydelle ristikoissa

1 JOHDANTO

Suurlujuusteräksistä valmistettuja rakenneputkia käytetään paljon esimerkiksi ajoneuvoteollisuuden komponenteissa, metsäkoneissa ja erilaisissa puomirakenteissa. Suuremman lujuuden ansiosta voidaan rakenteiden levynpaksuutta ohentaa ja keventää rakennetta, jolloin koneiden energiankulutusta voidaan vähentää ja lisätä hyötykuormaa.

Nykyisessä Eurocode 3 standardin osassa 12 rakenteita voidaan mitoittaa lujuusluokkaan S700 asti, mutta mitoitusarvoihin on asetettu rajoituksia, koska muun muassa suurlujuusterästen sitkeysominaisuuksia ei ole oletettu vastaavan normaalin lujuusluokan terästen ominaisuuksia. Osa rajoituksista voi olla konservatiivisia ja vaikeita noudattaa, sillä täyttä varmuutta ei ole saatu kaikista kuormitustilanteista. Suurlujuusterästen ominaisuudet ovat parantuneet uudistuneilla tuotantoprosesseilla, joten suunnitteluohjeiden paikkansapitävyys tulisi arvioida nykyisille suurlujuusteräksille.

K-liitoksilla vähemmälle huomiolle jäänyt ylimääräinen kuormitus on sekundäärinen momentti, sillä suunnitteluohjeissa normaaleilla rakenneteräksillä on voitu yleensä mitoitus yksinkertaistaa olettamalla uumasauvojen ja paarteen liitos nivelelliseksi. Tämä yksinkertaistus on toiminut käytännössä hyvin normaaleilla rakenneteräksillä, mutta ei välttämättä toimi suurlujuusteräksellä ja myös turvallinen liitosparametrien alue voi olla kapeampi. Myös liitokseen, jossa ei ole epäkeskisyyttä, voi kohdistua sekundääristä momenttia, joka voi alentaa liitoksen kuormituskykyä.

Tämä diplomityö kuuluu RFCS RUOSTE (Rules on high strength steel) tutkimusohjelmaan, jossa on mukana muutamia eurooppalaisia yliopistoja ja teräsvalmistajia. RUOSTE-tutkimusohjelmassa tutkitaan suurlujuusterästen ominaisuuksia ja lisätä niiden turvallista käyttöä teollisuudessa.

1.1 Työn rajaus

Työssä tutkitaan S700 lujuusluokan Ruukin Optim 700 plus MH rakenneputkista tehtyjen K-liitosten geometrioiden vaikutusta liitoksen äärikestävyyteen ja sekundäärisen momentin syntyyn. Laboratoriossa tehdään yksi koe, jonka perusteella tehdään 11 elementtimallia eri geometrioilla. Malleissa vertailtuja parametreja ovat: vapaaväli (gap), paarteen paksuus, β-suhde, eksentrisyys ja uumasauvan kulma paarteeseen nähden. Tuloksia verrataan EC3:lla saatuihin tuloksiin. Elementtimalleissa käytetään epälineaarista

materiaalimallia ja huomioidaan suuret siirtymät ottamalla huomioon geometrinen epälineaarisuus. Mallinnetut liitokset ovat vapaavälillisiä K-liitoksia, joissa materiaalimalli on muodostettu Ruukilta saatujen ainestodistusten perusteella. Uumasauvat, paarre ja hitsi on mallinnettu erikseen käyttäen eri materiaalimalleja. Työnteoriaosuudessa tutkitaan suurlujuusterästen sitkeysominaisuuksia, vauriomuotoja ja sekundääristä momenttia. Elementtimenetelmän käyttöä tutkitaan rakenneputkiliitoksen mallinnukseen liittyen. Elementtimalleista on rajattu pois murtumismekaniikkaan liittyvä tarkastelu, mallin geometriset epätäydellisyydet ja lujuuden vaihtelu nurkkien alueella.

1.2 Aiemmat tutkimukset

(Wardenier et al., 2012) esittelivät standardiin EN 1993-1-8 tehtyjä muutoksia ja standardin suunnittelun taustaa. K-liitoksen sekundäärisen momentin uudelleenjakautuessa kerrottiin paarteen pinnan alkavan myötää jo alhaisilla kuormitustasoilla ja paarteen vetojännityksen saavuttaessa myötölujuuden voi venymät kasvaa paarteen pinnassa yli 6 kertaa myötövenymää suuremmiksi. Suurimmat jännityskeskittymät kohdistuvat gapin puolelle. Suurten jännitysten kohdistuminen pienelle alueelle voi olla erityisen haitallista liitoksen kestävyydelle suurlujuusteräksillä.

(Saidani, 1998) tutki, miten hyvin K-liitoksen uumasauvojen ja paarteen liitoksen yksinkertaistaminen kuvaa todellista tilannetta. Liitoksien käyttäytymistä mallinnettiin myös elementtianalyysiä käyttäen. Liitoksista tehtiin kolme eri mallia kaikille tilanteille, jossa eksentrisyys on nolla, positiivinen ja negatiivinen:

- Malli 1: Jäykkä liitos uumasauvojen ja paarteen välillä. Momentin vaikutus siirtyy kaikille liitoksen komponenteille.
- Malli 2: Nivelellinen liitos uumasauvojen ja paarteen välillä, jolloin momentti ei välity liitoksen komponenttien välillä.
- Malli 3: Uumasauvojen välillä on jäykkä liitos, mutta paarteen ja uumasauvan välinen liitos on nivelellinen. Momentti välittyy silloin vain uumasauvoissa.

Malli 1 toimi parhaiten ennustamaan momentin syntyä rakenteessa ja malli 2 oli huonoin. Lisäksi todettiin, että sekundäärisen jännityksen vaikutus voi olla merkittävä k-liitoksissa, joissa on gap. Lisää tutkimuksia pitäisi tehdä sekundääriseen momenttiin liittyen ja selvittää millainen vaikutus eri liitosparametreilla on sen syntyyn. On epäilty, että paksuista levystä valmistettujen rakenneputkien liitoksissa sekundäärinen momentti voi vaikuttaa huomattavasti liitoksen kuormankantokykyyn. Erityisesti väsyttävässä kuormituksessa pitää ottaa huomioon suuret jännityskeskittymät liitoksen nurkissa.

(Fleischer, Puthli, 2009) pyrkivät laajentamaan standardin EN 1993-1-8 (2005) K-liitokselle asetettua rajoitusta paarteen hoikkuudelle (b_0/t_0-suhteelle), jonka pitäisi olla pienempi kuin 35. Rajoitusta on pyritty laajentamaan 50 asti ja pienentää gappia $4t_0$:aan asti. Standardissa EN 1993-1-8 (2005) pienin gapin koko on määritelty: $g_{min} \geq 0{,}5b_0(1 - b_i/b_0)$ tai $g_{min} \geq t_1+t_2$, sen mukaan kumpi on suurempi. Suunniteltaessa gap pienemmäksi kuin $4t_0$, vaikuttaa se liitoksen myötömekanismiin ja muodonmuutoskykyyn. Artikkelin lopussa tultiin siihen johtopäätökseen, että liitoksessa vallitsevaa sekundääristä momenttia ei saada jaettua tasaisesti liitoksessa kuorman kasvaessa. Tutkimuksessa oli: gapin suuruus=$4t_0$, uuman ja uumasauvan/paarteen leveyssuhde=0,5 ja laipan hoikkuus=50. Elementtianalyysissa gapin suruus oli 65 mm hitsin reunoilta laskettuna (Sarada, et al., 2002).

(Dias et al., 2012) tutkivat K-liitoksen geometrioiden vaikutusta liitoksen kestävyyteen. Pienentämällä kulmaa, kuormankantokyky kasvaa. Liitos kesti suuremman kuormituksen, kun paarre oli 6 mm ja uumasauvan paksuutta kasvatettiin 4 mm:iin asti. Yli 4 mm:in paksuisella uumasauvalla paarteen pinnan plastisoituminen tuli määräävämmäksi kuin uumasauvan paikallinen lommahdus. Suurentamalla hoikkuutta uumasauvassa paikalliset lommahdukset vievät liitokselta kuormankantokykyä.

(Barth et al., 1999) tutkivat sitkeysarvojen vaikutusta palkin taivutuskestävyyteen. Kokeissa ei huomattu myötölujittumisen vaikuttavan niin merkittävästi taivutuskestävyyteen ja kiertymäkykyyn, jotta niitä kannattaisi käyttää laskennassa. Murtolujuus/myötölujuus-suhteen pienenemisellä on pieni parantava vaikutus liitoksen kiertymäkykyyn, mutta se häviää, jos materiaalilla on tasainen myötövaihe. Edellisissä tutkimuksissa on käytetty palkkiteoriaa ja oletusta, että rakenteen osat voivat myötölujittua merkittävästi ennen niiden kestävyyttä rajoittavaa paikallista lommahdusta. Suuremman myötövenymän on siis oletettu lisäävän rakenteen sitkeää käyttäytymistä. Tässä tutkimuksessa ei huomattu tämän yhteyden parantavan kiertymäkykyä, muilla kuin sellaisilla materiaaleilla, joiden myötölujittuminen alkaa heti myötölujuuden saavuttamisen jälkeen. Suurimmat venymät löytyivät palkin puristuspuolen alueelta, jossa paikalliset lommahdukset tapahtuivat. Plastinen muodonmuutos ei jakaudu yhtä tasaisesti suurimman momentin kohdalla, mitä palkkiteoriaan perustuva momentin ja plastisen kiertymäkyvyn yhteys ennustaa.

(Moze et al., 2006 b) vertasivat vetokokeilla S690 terästen sitkeysominaisuuksia alemman lujuusluokan teräksiin. Vetokokeen metallilevyyn oli tehty reikä keskelle.

Kokeista vedettiin seuraavat johtopäätökset:

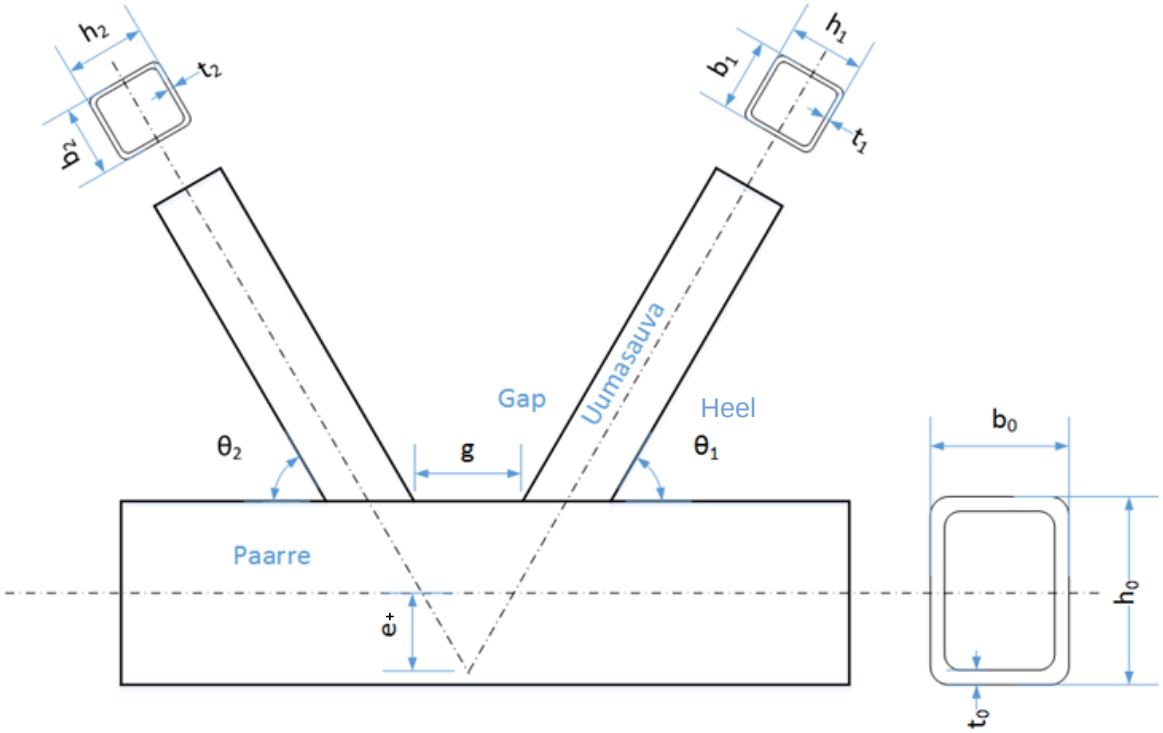
- Matala f_u/f_y–suhde ei salli materiaalin venymiä muualla kuin testikappaleen reiän lähellä. Matalamman lujuusluokan teräs sen sijaan sallii muodonmuutokset rakenteen koko poikkipinta-alalla. Matalasta f_u/f_y–suhteesta huolimatta paikallinen sitkeys on verrattavissa matalamman lujuusluokan teräksiin.
- Matala f_u/f_y–suhde ei vaikuta merkittävästi paikalliseen sitkeyteen, vaikka myötäämistä ei tapahdu yhtä paljon poikkipinnalla. Kaikki kokeessa olleet poikkipinnan murtumat olivat sitkeitä; sekä suurlujuusteräksillä että normaaleilla teräksillä.

2 VAPAAVÄLILLINEN K-LIITOS

K-liitoksessa voi olla vapaaväli tai liitos voi olla myös limiliitos, jossa uumasauvat ovat osittain tai kokonaan toistensa päällä. Tässä työssä on tutkittu vain vapaavälillisiä K-liitoksia. Vapaaväliä kutsutaan myös nimellä gap ja uumasauvan takaosaa nimellä heel.

2.1 Liitoksen geometrioiden merkinnät ja dimensiottomat luvut

Liitoksen eri geometria-arvoilla on suuri vaikutus kuormituksen jakautumiseen ja sitä kautta liitoksen kestävyyteen. Liitoksen eri parametrit on esitetty kuvassa 1. Eksentrisyys e on positiivista paarteen keskilinjan alapuolella ja negatiivista paarteen keskilinjan yläpuolella.



Kuva 1. K-liitoksen geometrioiden merkinnät.

Liitoksen geometrioiden vaikutusta liitoksen kestävyyteen voidaan arvioida dimensiottomilla luvuilla, joita on esitetty kaavoissa 1, 2, 3 ja 4 (Wardenier, 2011, s. 80).

Beta vaikuttaa paarteen pinnan jäykkyyteen. Betan ollessa lähellä arvoa 1 on liitos hyvin jäykkä, pienellä betan arvolla liitos on hyvin joustava ja uumasauva pääsee painamaan paarteen laippaa sisälle puristusuumasauvan kohdalla ja vetopuolella nostamaan sitä ylös. (Wardenier et al., 2011, s. 77.)

$$\beta = \frac{b_1+b_2}{2b_0} \quad (1)$$

Gamma, eli hoikkuus vaikuttaa myös paarteen pinnan jäykkyyteen. Suuri gamma, eli pieni levynpaksuus lisää paarteen pinnan joustavuutta ja tekee paarteen pinnasta heikomman. Paarteen pinnan jäykkyyteen vaikuttaa b_0/t_0-suhde, joka vaikutta miten tasaisesti jännitys jakautuu uumasauvan alla. Jos suhde on pieni, on paarteen pinta jäykkä ja jännitys jakautuu tasaisesti. Suhteen ollessa suuri, kohdistuu suuri jännitys paarteen pintaan, uumasauvojen reunojen kohdalle. (Wardenier et al., 2011, s. 75-76.)

$$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \quad (2)$$

Taun arvoa käytetään ennustamaan, milloin täysi paarteen kapasiteetti voidaan saavuttaa. Taun tulisi olla suuri, jotta suurella β-arvolla uumasauvan kestävyys vastaa paarteen seinien paikallista kestävyyttä. Suunnitteluohjeissa tau on otettu huomioon uumasauvan efektiivisessä leveydessä. (Wardenier et al., 2011, s. 77.)

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} tai \frac{t_2}{t_0} \quad (3)$$

Gapin parametri g’ ottaa huomioon paarteen levynpaksuudesta aiheutuvan jäykkyyden. Pieni g’:n arvo aiheuttaa suuria jännityksiä gapin alueella. (Wardenier et al., 2011, s. 77.)

$$g' = \frac{g}{t_0} \quad (4)$$

2.2 Mitoitusohjeet rakenneputkiliitoksille

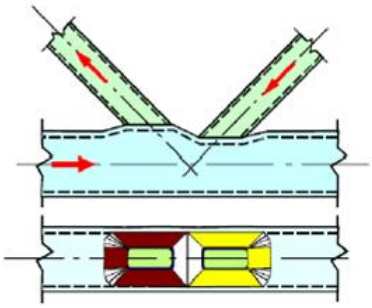
Teräsrakenteiden suunnitteluun on Eurocode 3 (SFS-EN 1993) -mitoitusohjeet. Standardeissa on monta osaa eri käyttötarkoituksiin. Standardissa SFS-EN 1993-1-8 (2005) on ohjeita teräsrakenteiden liitosten mitoitukseen S460-lujuusluokan terästen mitoitukseen asti. Standardi SFS-EN 1993-1-12 (2007) on täydentävä Eurocode-mitoitusohje S700-lujuusluokan teräksiin asti. IIW (International Institute of Welding) -mitoitusohjeet ovat hitsattujen liitosten mitoitusta varten. CIDECT (Comité International pour le Développement et l’Étude de la Construction Tubulaire) -mitoitusohjeet käsittelevät kattavasti rakenneputkien mitoitusta.

2.3 Rakenneputkesta valmistetun K-liitoksen vaurioitumisen arviointi ja vauriomuodot

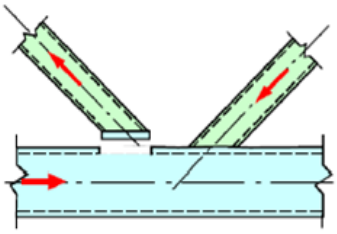
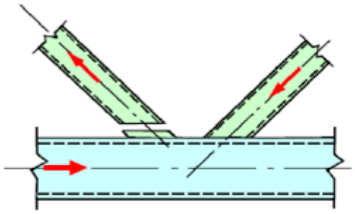
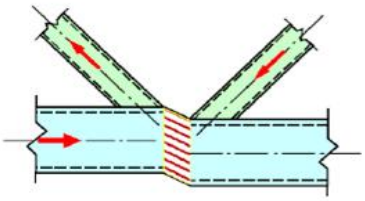
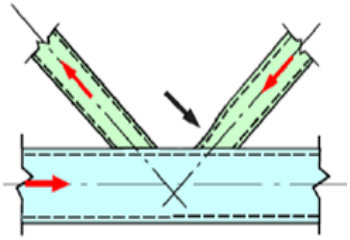
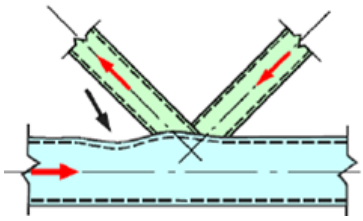
K-liitos voi vaurioitua monella eri tavalla määräytyen liitoksen geometriasta tai levynpaksuudesta paarteessa ja uumassa. Kuormitus välittyy uumasauvoilta paarteen reunoille hitsin ja paarteen pinna kautta. Kaikissa näissä liitoksen kohdissa voi tapahtua vaurio. Taulukossa 1 on esitetty K-liitoksen tyypillisimmät vauriomuodot. Vauriomuotoja voi esiintyä useampia samanaikaisesti (Packer et al., 2009, s. 32). Hitsi voi myös pettää, jos se ei ole mitoitettu tarpeeksi kestäväksi tai, jos hitsin kestävyys on liitoksen lujuuksia alempi. Hitsillä tulisikin olla enemmän muodonmuutoskykyä, kuin liitoksen uumasauvoilla tai paarteella. Paarteessa voi hitsin alla tapahtua lamellirepeilyä, jos materiaalin paksuussuuntaiset ominaisuudet ovat huonot. (Wardenier et al., 2011, s. 77-103.) Jos beta on pienempi kuin 1, paarteen pinnan plastinen murtuminen tai paarteen pinnan lävistysleikkautuminen ovat todennäköisimpiä vauriomuotoja. (Wardenier et al., 2011, s.75-76)

Taulukko 1. *K-liitoksen vauriomuodot ja niiden syyt (Ongelin, Valtonen, 2012, s. 165; Packer et al., 2009, s. 32; Wardenier et al., 2011, s. 103-104).*

Liitoksen vauriomuoto	Vauriomuodon ulkonäkö	Vauriomuodon syntymiseen vaikuttavat syyt

Paarteen pinta murtuu plastisesti tai paarteen koko poikkileikkaus murtuu plastisesti		• Paarre on ohutseinäinen tai uumasauva kapea verrattuna paarteen leveyteen
		• Tämä vauriomuoto on yleisin vauriomuoto K-liitokselle, jossa on vapaaväli, kun $\beta<0,85$.
		• Tämän vauriomuodon kanssa esiintyy yleensä myös:
		  ○ paarteen pinnan leikkautuminen.
		  ○ uumasauvan leikkautuminen voi esiintyä uumasauvan ollessa ohutseinäinen.

Taulukko 1. *jatkuu. K-liitoksen vauriomuodot ja niiden syyt (Ongelin, Valtonen, 2012, s. 165; Packer et al., 2009, s. 32; Wardenier et al., 2011, s. 103-104).*

Paarteen pinta leikkautuu uumasauvan liitoksen ympäriltä		• Paarre on ohutseinäinen ja uumasauva on paarretta hieman kapeampi.
Uumasauva tai hitsi murtuu		• Uumasauva on ohutseinäinen ja paarre on paksuseinäinen.
Paarre leikkausmurtuu		• Paarre on ohutseinäinen ja matala (h_0<b_0). • Uumasauvan leveys on lähellä paarteen leveyttä ($\beta \approx 1,0$).
Uumasauva lommahtaa paikallisesti		• Uumasauva on ohutseinäinen ja leveä. • Tämä vauriomuoto on yleinen limiliitoksissa.
Paarre lommahtaa paikallisesti		• Paarre on ohutseinäinen ja leveä. • Tähän vauriomuotoon vaikuttaa myös paarteeseen kohdistuva normaalivoima, sekä uumasauvan ja paarteen leveyssuhde.

2 SUURLUJUUSTERÄSLIITOKSEN STAATTINEN KESTÄVYYS

Staattisesti kuormitettujen rakenteiden käyttäytymistä hallitsee suurelta osin niiden jäykkyys. Jäykkyyteen vaikuttaa kimmomoduuli, rakenneputkien liitoksen jäykkyys, rakenteiden jäykkyys ja kuormitustilanteet. (Lee et al., 2011.) Kaikilla teräksen lujuusluokilla on lähes sama kimmokerroin, joka tekee niiden käytöksestä lähes saman käyttörajatilassa. Suurlujuusteräksillä rakenteiden suunnittelussa lähes aina käytetään käyttörajatilaa, jossa rakenteen jännitykset säilyvät lineaarisella alueella rakenteiden taipuessa. (Bjorhovde, 2003.) Rakenteen poikkileikkausta muuttamalla voidaan suurlujuusterästen lujuusominaisuuksia hyödyntää paremmin (Wei-Wen, Roger, 2010, s. 26). Rakenne tulisi suunnitella siten, että suurin kuormitus voidaan saavuttaa ilman paikallisia lommahduksia (Coelho, Bijlaard, 2006). Suurlujuusterästen sitkeysominaisuudet eivät ole yhtä hyviä kuin matalamman lujuusluokan teräksillä (Može, Beg, Lopatič, 2006 a). Kiertymäkykyyn se voi vaikuttaa heikentävästi (Bjorhovde, 2003).

Teräksen lämpökäsittelyllä voidaan vaikuttaa sen mekaanisiin ominaisuuksiin. Karkaisemalla teräs tietyssä lämpötilassa voidaan nostaa f_u/f_y-suhdetta ja murtovenymää, eli parantaa teräksen sitkeysominaisuuksia. (Wang, 2011.) Suurlujuusteräksiä käytetään sellaisissa dynaamisesti kuormitetuissa rakenteissa, joissa hitsit joutuvat kovalle rasitukselle (Khurshid, Barsoum, Mumtaz, 2012). Vähäisellä hiilipitoisuudella TMCP teräksillä on hyvä hitsattavuus vähäisen lämmöntuonnin tarpeen takia verrattuna normaaleihin rakenneteräksiin. TMCP teräksillä on myös suuri iskusitkeys. (Ricles, et al. 1998.) Suurlujuusterästen pienahitsattujen liitosten suunnitteluun ja mitoitukseen voidaan käyttää nykyisiä mitoitusohjeita. Hitsausaineen lujuuden ollessa alempi, kuin päämateriaalin saadaan liitokselle parempi sitkeys. (Björk, Toivonen, Nykänen, 2010.)

Kylmämuovaus nostaa rakenneputken myötölujuutta erityisesti nurkkien alueella, jossa kylmämuovauksen vaikutus on suurin. Murtolujuus kasvaa myös, mutta paljon myötölujuutta vähemmän. Mitä enemmän f_u/f_y-suhde pienenee, sitä enemmän rakenneputken kulmien muodonmuutoskyky heikkenee. (Wardenier, 2011, s. 19) Suuremmalla myötölujuudella jäännösjännityksien ja myötölujuuden suhde pienenee, joka tarkoittaa että jäännösjännitykset vaikuttavat suhteellisesti vähemmän suurlujuusteräksissä (Shi, et al. 2014). Lommahdus tapahtuu aina neliön ja suorakaiteen muotoisella rakenneputken tasaisella osalla, koska myötölujuus on siinä matalampi.

Rakenneputkien nurkassa tapahtuu suhteellisesti enemmän myötäämistä suurempien jännityspiikkien takia. (Wei-Wen, Roger, 2010, s. 37-45.)

2.1 Suurlujuusterästen asettamat rajoitukset liitoksen suunnittelussa

Murtorajatilan mukaan suunnitellulta rakenteelta vaaditaan hyvää materiaalin myötölujittumiskykyä, kuormituksen uudelleenjakautumiskykyä ja kykyä kestää suuria taipumia ja kiertymiä (Marshall, 1992, s. 99). Yleensä mitä suurempi on teräksen murtolujuus, sitä matalampi on murtovenymä (Sedlacek, Müller, 2001, 4-6). Suurlujuusterästen plastinen muodonmuutoskyky on huonompi kuin normaalin lujuusluokan teräksillä (Lee et al., 2011). Suurlujuusteräkset eivät siksi salli rakenteeseen niin suuria kiertymiä, eivätkä ne kestä samanlaista liitoksen jännitysten uudelleenjakautumista, kuin matalamman lujuusluokan teräkset (Sedlacek, Müller, 2001, 4-6). Suurlujuusteräksillä osa sitkeysominaisuuksista on huonompia, jos vertaa keskenään normaalin lujuusluokan terästä ja suurlujuusterästä (Može et al., 2006 a). Toisaalta murtumissitkeys voi olla nykyisillä suurlujuusteräksillä huomattavasti parempi aiempiin suurlujuusteräksiin ja normaalin lujuusluokan teräksiin verrattuna, sillä nykyisillä suurlujuusteräksillä ominaisuuksia parantaa vähäinen hiilipitoisuus ja pieni raekoko (Kaiser, 2001).

Koska osa sitkeysominaisuuksista on huonompia, pysytään suurlujuusterästen suunnittelussa elastisella alueella. Eurocode versio 12 antaa matalammat sitkeysvaatimukset kuin eurocode 1 versiossa (Može, Beg, Lopatič, 2006 b). Osassa suurlujuusteräksiin liittyvissä tutkimuksissa on todettu, että pienempi f_u/f_y-suhde on suurin syy suurlujuusterästen heikompaan kuormituskestävyyteen (Ricles et al., 1998). Osassa tutkimuksista on kuitenkin todettu, että f_u/f_y-suhde ei ole oikea keino määrittää rakenteen kestävyyttä, koska murtumasitkeyden voidaan olettaa olevan parempi, kuin alemman lujuusluokan teräksillä (Barth et al., 1999; Može et al., 2006 b; Kaiser, 2001; Möller, 1995). Koska kaikista suurlujuusteräksen ominaisuuksista ei ole tarkkaa tietoa, ovat mitoitusohjeet hyvin konservatiivisia ja mitoituskestävyyttä on rajoitettu niissäkin tilanteissa, joissa suurlujuusteräksiä voitaisiin käyttää turvallisesti ja niistä saataisiin suurin hyöty. Lisää tutkimuksia tulisi tehdä rakenteen stabiiliusongelmista, poikkileikkausluokkien rajoista, kylmämuovattujen profiilien käytöksestä, muodonmuutoskyvystä ja osoittaa, milloin normaalin lujuusluokan teräksille suunniteltuja ohjeita voidaan käyttää myös suurlujuusteräksillä. (Jordão, da Silva, Simões, 2014).

Standardissa (SFS EN 1993-1-12 + AC, 2007) on asetettu teräkselle kolme eri sitkeysvaatimusta:

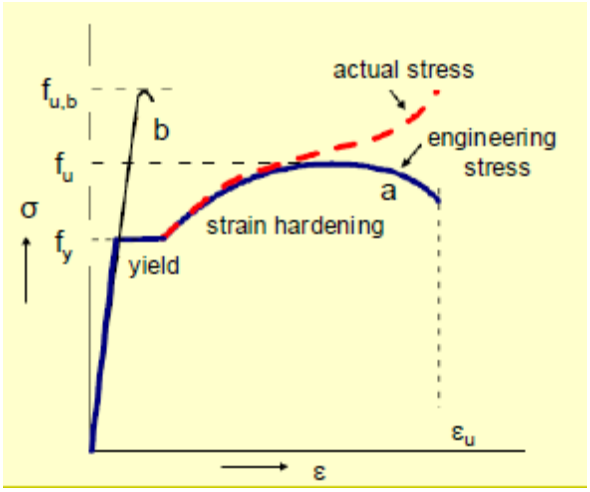
- $f_u/f_y \geq 1{,}05$
- $\varepsilon_{fr} = 10$ %
- $\varepsilon_u/\varepsilon_y \geq 15$

Esimerkiksi lujuusluokan S690 teräksellä murtovenymä (ε_{fr}) on tyypillisesti noin 15 % ja kokonaistasavenymä (ε_u) noin 5 %. Myötövenymän ollessa $\varepsilon_y = f_y/E = 0{,}0033$ täyttyy kaksi eurocode 3:n sitkeysvaatimuksista. Kolmatta vaatimusta $f_u/f_y \geq 1{,}05$ ei saada aina täytettyä suurlujuusteräksillä. Tyypillisesti tämä arvo vaihtelee välillä 1 ja 1,05. (Može et al., 2006 a.) (Lähteessä on viitattu vanhempaan en 1993-1-12, 2005 standardiin, jossa $f_u/f_y \geq 1{,}10$ ja $\varepsilon_{fr} = 15$ %).

S690 ja S960 lujuusluokkaa koskevissa momenttiliitosten tutkimuksissa on osoitettu, että näillä teräslaaduilla on jonkin verran sitkeyttä tilanteissa, joissa vaaditaan poikkileikkauksen kiertymiskykyä tai liitoksen paikallista sitkeyttä (Coelho, Bijlaard, 2006; Coelho, Bijlaard, 2010). Aina S960 lujuusluokkaan asti rakenne kestää joissakin tilanteissa plastisen momentin. (Može, et al., 2006 a; Coelho, Bijlaard, 2010). Kiertymäkapasiteetin puuttuessa levyn lommahdus muuttuu yhä määräävämmäksi tekijäksi suurlujuusteräksillä (Ricles et al., 1998).

Jos materiaalilla ei ole kykyä myötölujittua tarpeeksi, jännityskeskittymät saavat aikaan säröjä materiaalin pintaan ja rakenne murtuu hauraasti. Toisaalta, jos materiaalilla on kyky myötölujittua tarpeeksi, myötämistä alkaa tapahtua myös myötölujittuneen kohdan lähistöllä jännityksen jakautuessa suuremmalle alueelle. Näin rakenteen saavuttaessa suurimman kuormituksen se murtuu sitkeästi. (Moze et al., 2006 b.)

Kuvassa 2 on esitetty sitkeä materiaali a ja hauras materiaali b. Materiaalin a saavuttaessa myötölujuuden se alkaa myötää suurimpien jännityskeskittymien kohdalta. Tässä tilanteessa jännitys säilyy samana myötämisestä johtuen ja venymät kasvavat myös kriittisen alueen ulkopuolella. Tietyn venymän saavutettuaan materiaali alkaa myötölujittua. Lisäämällä kuormitusta edelleen materiaali saavuttaa murtolujuuden, jonka jälkeen todellinen jännitys kasvaa edelleen. Tietyllä suurimmalla venymätasolla murtuminen tapahtuu eniten kuormitetussa kohdassa. Joskus murtuminen tapahtuu hyvin jäykässä kohdassa kappaletta, mutta silti kuormituskyky säilyy, koska kuormitus jakautuu tasaisesti muissa kohdissa.



Kuva 2. Sitkeä materiaali a ja hauras materiaali b (Wardenier et al., 2011 s. 75-76).

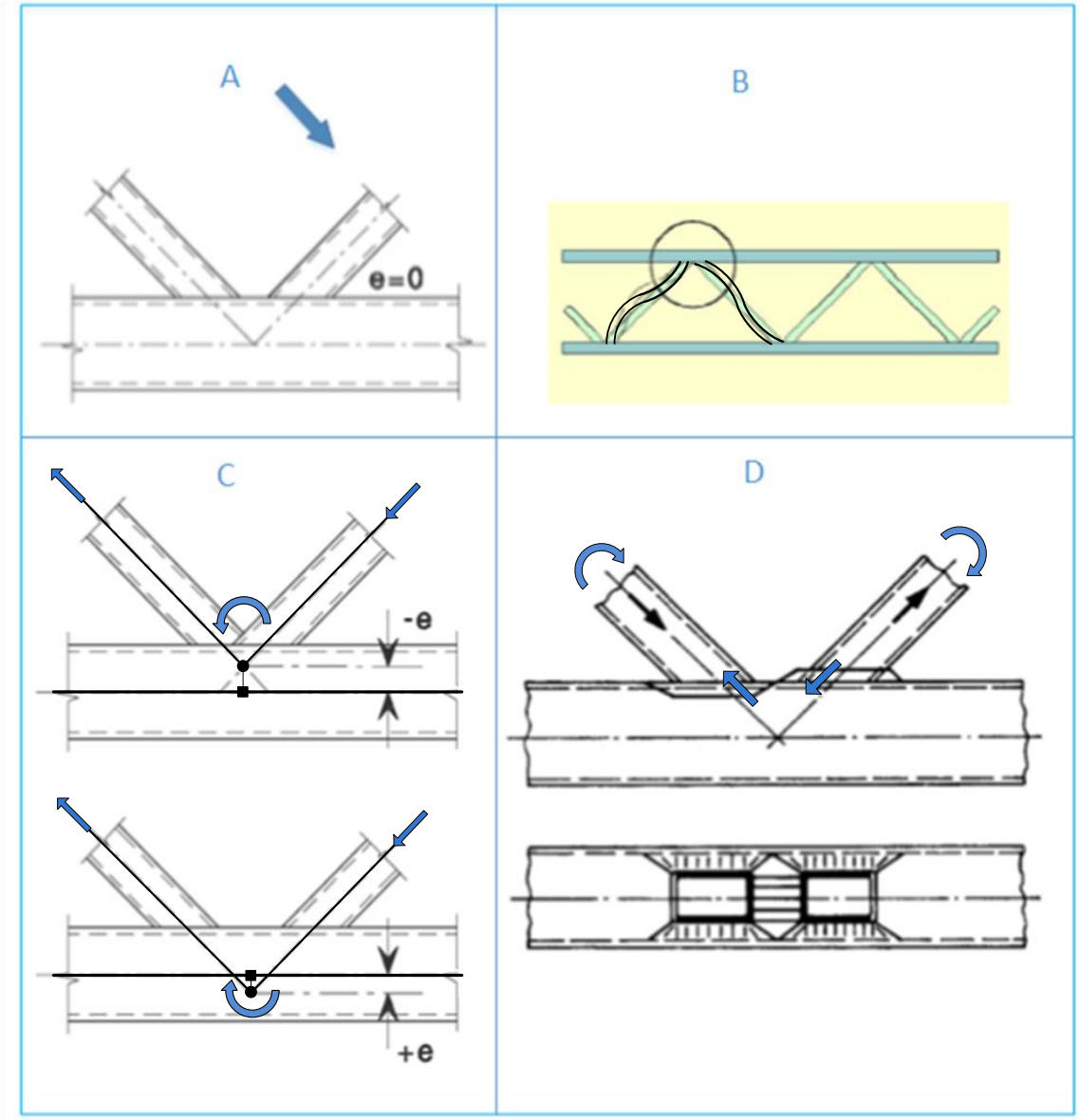
Kuvitteellinen materiaali b ilman muodonmuutoskykyä ja joka rikkoutuu heti suurimman myötölujuuden ylittymisen jälkeen, kun materiaali ei myödä ja jännityskeskittymät jäävät hyvin paikalliseksi. Materiaali b perustuu pelkästään elastiseen materiaalin käyttäytymiseen. Murtolujuus saavutetaan nopeasti myötölujuuden saavuttamisen jälkeen, jolloin materiaali murtuu. (Wardenier et al., 2011 s. 75-76).

Liitokseen kohdistuva taivutusmomentti vaatii rakenteelta riittävää kiertymäkykyä ja myös liitoksen paikallista sitkeyttä (Može et al. 2006 a). Liitokseen voi kohdistua taivutusmomentti seuraavista syistä:

A. Uumasauvoihin tai paarteeseen kohdistuu ulkopuolinen taivutusmomentti
B. Sekundäärinen momentti ristikkorakenteen sauvojen suurista siirtymistä johtuen (uumasauvojen päitä ei oleteta nivelellisiksi)
C. Eksentrisyys liitoksessa (uumasauvojen keskiviivat eivät kohtaa paarteen keskilinjalla)
D. Eksentrisyys, kun paarteen laipan jäykkyys aiheuttaa epätasaisen jännitysjakauman uumasauvoille

Kaikki edelliset kohdat ovat esitetty kuvassa 3.
Kohtaa A ja kohtaa C lukuun ottamatta taivutusmomenttia ei aina tarvitse määrittää, kun liitoksen eksentrisyys on välillä -0,55 <e/h < 0,25 (SFS-EN 1993-1-8, 2005).

Kohtaa D ei kuitenkaan käsitellä nykyisissä suunnitteluohjeissa, vaikka sillä saattaa olla negatiivinen vaikutus liitoksen muodonmuutoskykyyn ja kuormankantokykyyn suurlujuusteräksillä.



Kuva 3. Liitoksessa vaikuttaa primmäärinen momentti kohdassa A ja C, sekä sekundäärinen momentti kohdassa B ja D (Wardenier et al., 1998, s. 145; Wardenier et al, 2011 s. 23; SFS-EN 1993-1-8, 2005).

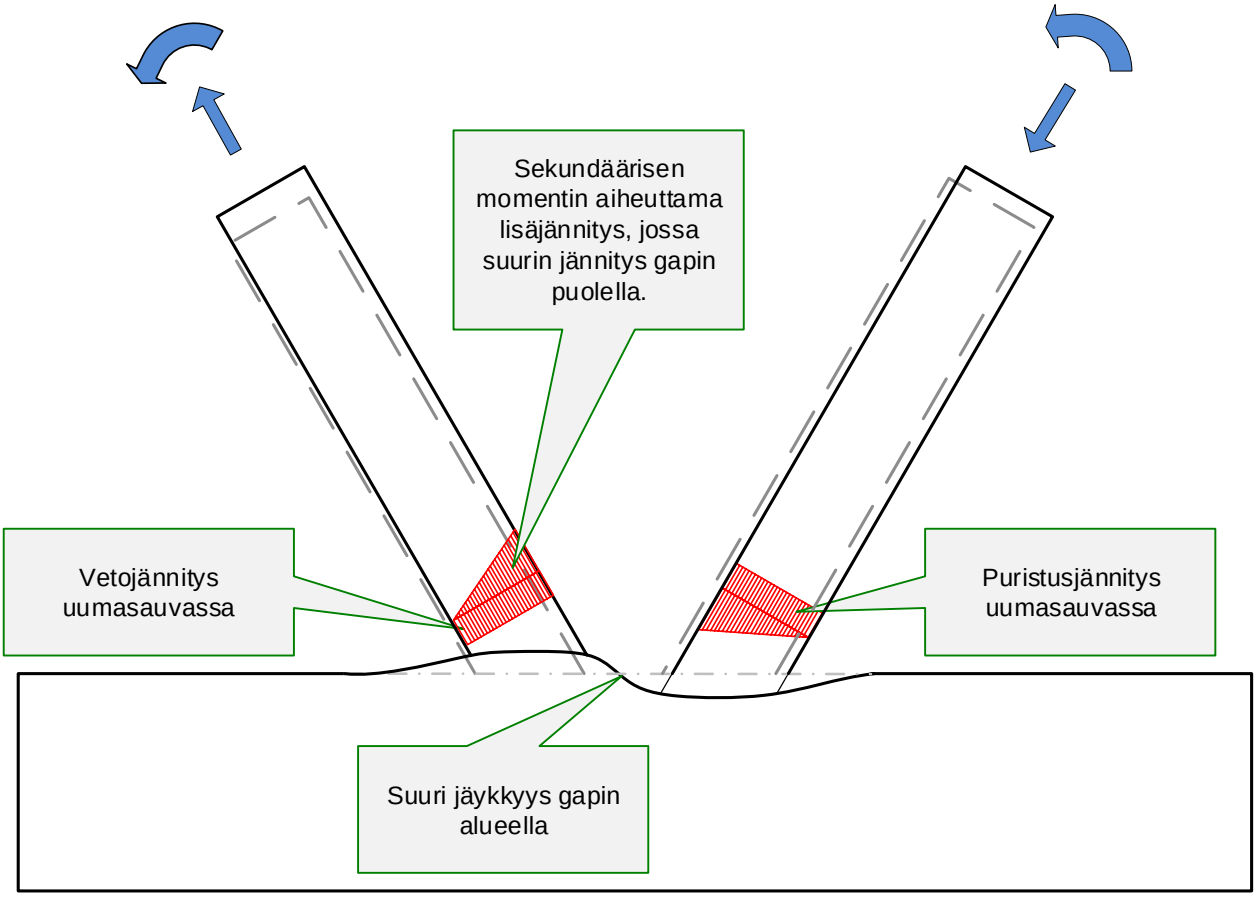
2.2 Sekundäärinen momentti liitoksessa

Liitoksen osiin voi syntyä taivutusmomenttia vaikka eksentrisyyttä ei esiinny liitoksessa. Tätä momenttia kutsutaan sekundääriseksi momentiksi. Primäärinen momentti syntyy liitoksen eksentrisyydestä. (Saidani, 1998.) Aksiaalisesti kuormitetuissa K-liitoksessa gapin ja heelin alueen jäykkyysero aiheuttaa sekundäärisen momentin, joka ei välttämättä jakaudu tasaisesti.(Wardenier et al., 2011 s. 78). Sekundäärisen momentin vaikutus alkaa vähentyä kuormituksen lisääntyessä, jos paikallista plastista muodonmuutosta pääsee tapahtumaan. Momentin vaikutus voi olla uumasauvoissa huomattavasti voimakkaampi,

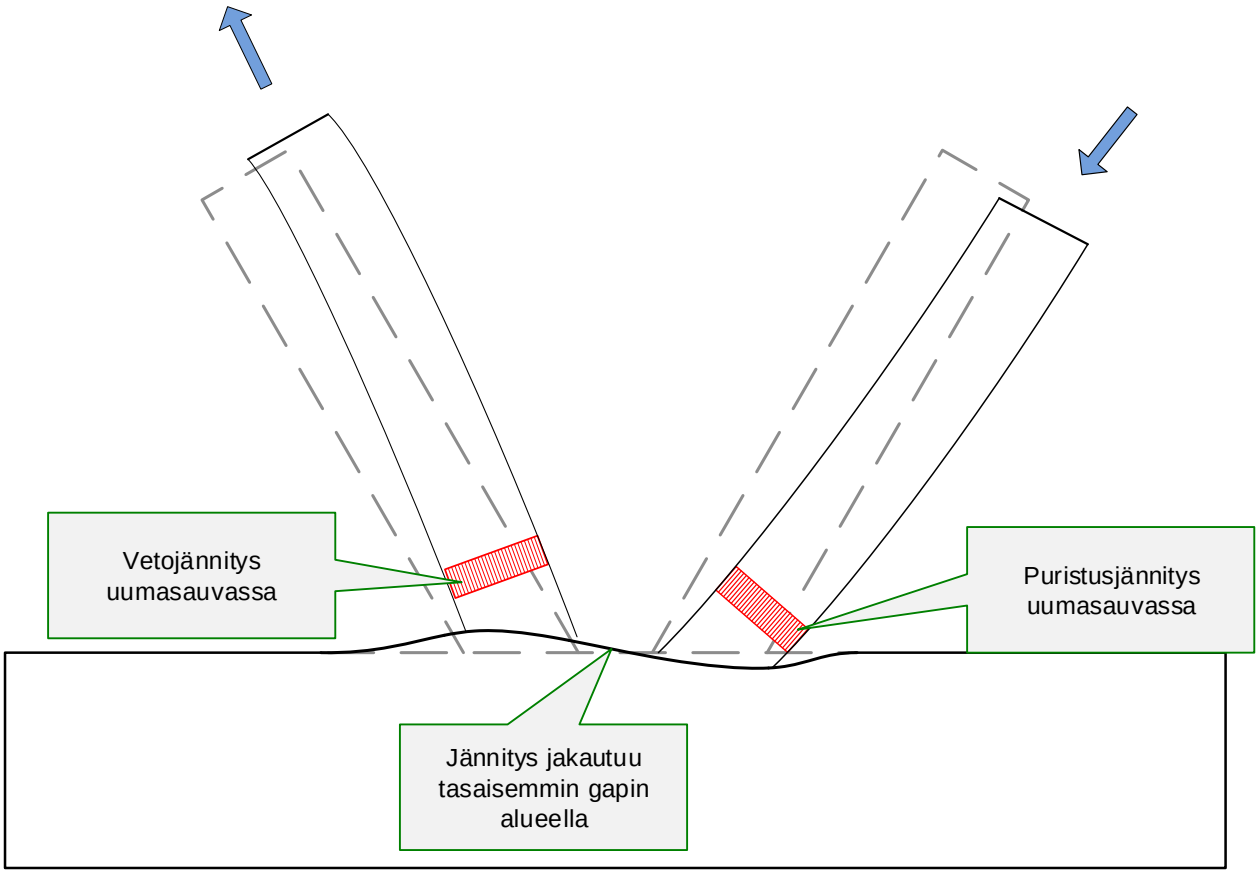
kuin paarteessa. (Saidani, 1998.) Uumasauvoissa vaikuttava kiertymä voi vähentää niihin kohdistuvaa momentin vaikutusta. Toisaalta myös paarteen pinta voi antaa periksi ennen liitoksen pettämistä ja sekundäärinen momentti voi tällä tavalla hävitä kokonaan liitoksesta. Silloin uumasauvoissa kuormitus voi muuttua täysin aksiaaliseksi. (Wardenier et al., 2011 s. 78.) Paikalliset lommahdukset ja liitoksen osien nurjahdukset ovat suurempi ongelma suurlujuusteräksillä kuin alemman lujuusluokan teräksillä (Wei-Wen, Roger, 2010. s, 26). Tästä syystä kuormituskapasiteettia voi pienentää tietyillä geometria-arvoilla ja ohuemmilla levynpaksuuksilla myös paikallinen lommahdus, jonka vaikutus voi lisääntyä sekundäärisen momentin takia (Saidani, 1993.)

Jos uumasauvat eivät anna periksi taipumalla ja gap on pieni, kohdistuu uumasauvoihin suuri momentti ja paarteessa gapin alueelle suuri jännitys (kuva 4). Tilanteessa, jossa uumasauvoihin ei synny kiertymää, taivutusjännitykset estävät kuormankantokyvyn lisääntymistä gapin alueen suurten jännitysten takia. Toisin sanoen jos voiman välittyminen liitokseen säilyy ensin pelkästään aksiaalisena, uumasauvoihin syntyy momentti lähellä sen myötörajaa ja kokonaiskuormituskapasiteetti jää pienemmäksi. (Marshall, 1992 s. 52.) Tätä momentin ja normaalivoiman yhteisvaikutusta on käsitelty kohdassa 3.2.

Uumasauvojen antaessa periksi jää sekundäärisen momentin vaikutus pienemmäksi, esimerkiksi pitkillä ja joustavilla uumasauvoilla (kuva 5). Silloin tosin suurin jännitys voi kohdistua muualle, kuin gapin alueelle. Pitkillä ja joustavilla uumasauvoilla liitoksesta tulee heikompi, kuin jäykillä uumasauvoilla ja gapia pienentäessä ero on vielä suurempi. (Marshall, 1992 s. 52.)



Kuva 4. Gapin alueen jäykkyydestä johtuva sekundäärinen momentti, jossa uumasauvat ovat jäykät ja lyhyet (Marshall, 1992 s. 52).



Kuva 5. Jännitys jakautuu tasaisemmin liitoksessa, kun uumasauvat ovat pitkät ja taipuisat (Marshall, 1992 s. 52).

Liitoksen jäykkyys gapin alueella tulisi ottaa huomioon liitoksen suunnittelussa. Gapia pienentämällä sekundäärisen momentin vaikutus kasvaa liitoksessa (Wardenier et al. 1998). Toisaalta taas jos β-suhde on pieni ja gap suuri, tulee liitoksesta liian joustava ja myös heikko kuormitukselle. Tällainen liitos voi olla erityisen huono hoikkaa paarretta käytettäessä. Joissakin tilanteissa on hyvä käyttää limiliitosta, joka on usein jäykempi. (Saidani, 1998.) Myös uumasauvan ja paarteen välistä kulmaa kasvattamalla hitsin ympärysmitta pienenee ja jännitys hitsin alueella kasvaa (Laham, Burdekin, 1993). Uumasauvojen aksiaalikuormien jakautumiseksi tasaisesti paarteen pintaan, tulisi gapilla ja betalla olla tietty suhde. Tämä suhde on esitetty kaavassa 5, toisaalta myös hitsaus huomioon ottaen pienin gap tulisi olla $g=t_1+t_2$.

$$0{,}5(1-\beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1{,}5(1-\beta) \qquad (5)$$

Rajoitetulla muodonmuutos- ja kiertymäkapasiteetilla liitoksesta tulee alttiimpi sekundäärisen momentin vaikutukselle. Kiertymäkyvyn ollessa liian pieni ja joka ei salli momentin uudelleenjakautumista, rakenne voidaan mitoittaa ainoastaan käyttörajatilan mukaan. (Wardenier et al. 1998). Lisäksi sekundäärisen momentin vaikuttaessa alimitoitetut hitsit voivat murtua gapin puolelta (Marshal, 1992 s. 52).

3 TUTKIMUSMENETELMÄT

Tyypillisesti rakenteiden kestävyyttä tutkiessa etsitään paikallisia siirtymiä, venymiä ja jännityksiä eri puolilta rakennetta. Paikallisia rakenteen siirtymiä, venymiä ja jännityksiä on vaikea tai mahdoton selvittää laskennallisesti, siksi elementtimenetelmän käyttö on ainoa tapa ennustaa rakenteen käyttäytymistä laboratoriokokeiden ohella. (Cook, 1995, 7-8.) Laboratoriokoe on yleensä paras vertailukohtana analysoitavalle elementtimallille. Kun laboratoriokokeiden arvot vastaavat elementtimenetelmällä saatuja tuloksia, voidaan elementtimallin reunaehtojen, materiaalimallin ja elementtikoon olettaa olevan tarpeeksi lähellä oikeaa tilannetta. (Mac Donald, 2011, s. 292-294.)

3.1 Kriteereitä suurimman kuormituskyvyn tutkimiseen

Liitoksen suurimman kuormitettavuuden voi määrittää laboratoriokokeissa ja elementtimenetelmässä suurimmasta kuormituspiikistä, tietystä siirtymäarvosta. Lisäksi laboratoriokokeessa voidaan myös tutkia liitokseen syntyviä murtumia. Suurin kuormituskyky voidaan määrittää yksinkertaisesti liitoksessa, jos kuormituksessa on selvä maksimiarvo voima-siirtymä-käyrällä. Jos kuormitus kasvaa siirtymien kanssa lineaarisesti, voidaan suurin kuormitusarvo määrittää paarteen pystysiirtymistä, jolloin liitoksiin ei synny murtumia. (Wardenier et al., 2011, s. 77.) Murtorajatilassa voidaan nurjahdusalttiille rakenteelle käyttää suurimman kuorman saavuttamista ja vetojännityksellä olevilla alueilla kalvovenymää (SFS-EN 1993-1-5, 2006).

3.1.1 Eurocode 3 kuormitusarvot eri vauriomuodoille

K-liitoksille voi laskea standardista (SFS-EN 1993-1-8, 2005) kestävyysarvot eri vauriomuodoille. Kestävyysarvojen kaavat eri vauriomuodoille on esitetty kaavoissa: 6, 7, 8, 9 ja 10, joista pienin arvo ennustaa liitoksen vauriomuodon.

Paarteen pinnan murtuminen ja uumasauvan 1 puristuskestävyys.

$$N_{1,Rd} = \frac{8{,}9 k_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma}}{\sin\theta_i}\left(\frac{b_1+h_2+h_1+h_2}{4b_0}\right)/\gamma_{M5} \qquad (6)$$

Kun n > 0 (puristus) $k_n = 1{,}3n\frac{0{,}4n}{\beta}$ mutta $k_n \leq 1{,}0$

Kun n < 0 (veto) $k_n = 1{,}0$

Uumasauvan 2 vetolujuus

$$N_{2,Rd} = f_{y0}A_2/\gamma_{M5} \tag{7}$$

Paarteen leikkautuminen

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}A_v}{\sqrt{3}sin\,\theta_i}/\gamma_{M5} \tag{8}$$

Uumasauvan murtuminen

$$N_{1,Rd} = f_{yi}t_i(2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff})/\gamma_{M5} \tag{9}$$

Lävistysleikkautuminen

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}t_0}{\sqrt{3}\sin\,\theta_i}\left(\frac{2h_i}{\sin\,\theta_i} + b_i + b_{e,p}\right)/\gamma_{M5} \tag{10}$$

Liitoksen suunnittelussa tulee ottaa huomioon myös teräksen lujuusluokille asetetut rajoitukset. Lujuusluokasta S355–lujuusluokkaan 460 MPa tulisi mitoituskestävyys kertoa 0,9:llä ja myötölujuuden tulisi olla alle 0,8 murtolujuudesta. S690–lujuusluokan teräksillä pitäisi mitoituskestävyys kertoa 0,8:lla. (Packer et al., 2009, s. 10-11.)

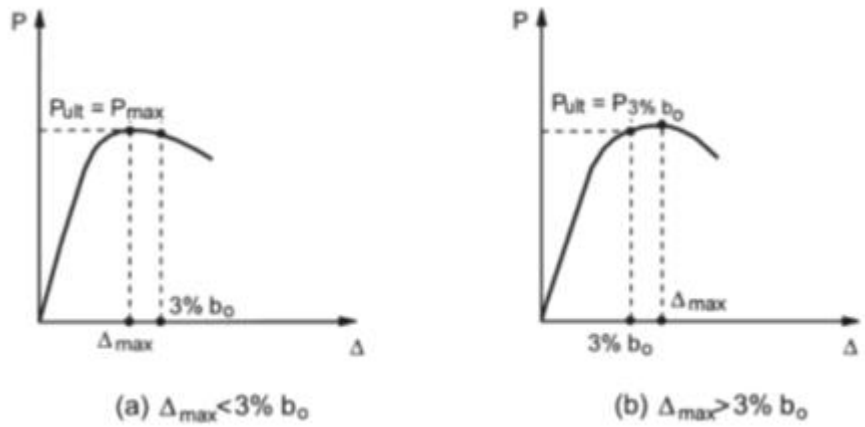
3.1.2 Liitoksen suurimman kuormitusarvon määrittäminen paarteen pinnan siirtymistä

Suurin kuormituskyky on helppo määritellä liitoksissa, jossa esiintyy kuormituspiikki voima-siirtymä-käyrällä, esimerkiksi puristuskuormitetuissa liitoksissa. Muissa liitoksissa taas kuormituskyky nousee tasaisemmin ja suurin kuormituskyky saavutetaan suurilla siirtymillä. Suurimman kuormituskyvyn määritelmän lisäksi siirtymälle on asetettu myös tietty raja, jotta siirtymien kasvaessa liian suuriksi murtumien syntymistä ei pääsisi tapahtumaan. Murtorajatilan mukaan siirtymäraja on 3 % ja käyttörajatilan mukaan 1 %. Määritettäessä 3 % mukaan käyttörajatila ei saa olla määräävä, eikä murtumista saa tapahtua käyttörajatilassa. (Wardenier, 2011, s. 77)

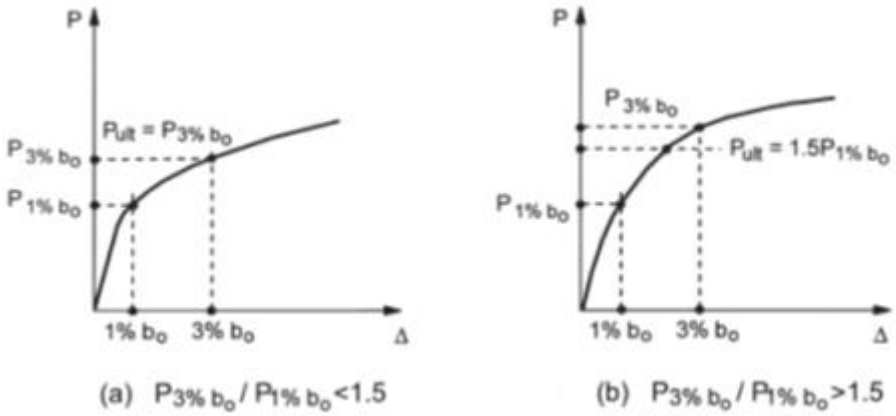
Muodonmuutosraja on suunniteltu kattamaan kaikki rakenneputkien liitokset. Sen voi lyhentää:

- Kuormituksen huippuarvon tai kuormituksen arvon kohdassa *3%b_0* voi olettaa olevan liitoksen suurin kuormitusarvo, joka on esitetty kuvassa 6.

- Jos liitoksella ei ole selvää huippuarvoa muodonmuutosraja riippuu suhteesta *3%b_0/1%b_0*. Jos suhde on suurempi kuin 1,5, muodonmuutosraja, eli käyttörajatila määrää. Jos suhde on pienempi, kuin 1,5 kertaa kuormitus *1%b_0* kohdassa muodonmuutosraja on *3%b0* ja äärikestävyys määrää, joka on esitetty kuvassa 7.
- *β*:lle ja *γ*:lle on annettu myös annettu voimassaoloalue, josta voidaan päätellä suunnitellaanko rakenne käyttörajatilan vai murtorajatilan mukaan (Zhao, 2000; Lu et al., 1994.)



Kuva 6. Liitoksen suurin kuormitusarvo, kun kuvaajassa näkyy selvä maksimiarvo (Zhao, 2000).



Kuva 7. Maksimiarvon puuttuessa suurin kuormitusarvo voidaan määrittää siirtymistä (Zhao, 2000).

Monet suunnitteluohjeiden kaavat ovat perustuneet suurimpaan kuormituskykyyn, mutta ovat sen jälkeen siirtyneet käyttämään 1 % siirtymää mitoitusehtoja käyttörajatilalle (Wardenier et al. 2011 s. 77).

3.1.3 Venymien käyttö kestävyyden arvioinnissa

Standardissa (SFS-EN 1993-1-5, 2006) on annettu suositeltava raja-arvo kalvovenymälle, joka on 5 %. Standardissa (SFS-EN 1993-1-12 + AC, 2007) ei ole annettu lisäehtoja, joten kalvovenymän 5 % arvoa voi myös käyttää suurlujuusteräksille aina S700 lujuusluokkaan asti.

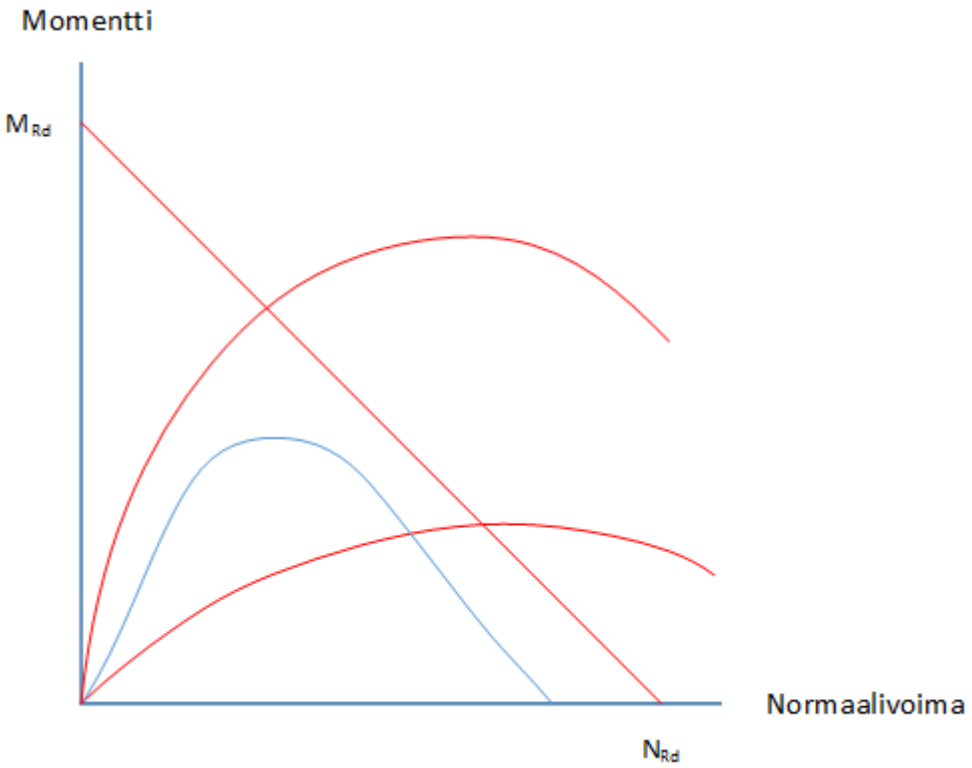
3.2 Uumasauvassa vaikuttavan sekundäärisen momentin tutkiminen

Ristikkorakenteiden analysointia voi yksinkertaistaa olettamalla uumasauvojen ja paarteen liitos nivelelliseksi. Paarteeseen vaikuttavan momentin arviointiin jäykällä liitoksella voidaan arvioida limiliitoksen kestävyyttä, mutta vapaavälillisen liitoksen analysointiin yksinkertaistus ei enää toimi niin hyvin. Uumasauvoihin vaikuttava taivutusmomentti on vaikeasti määritettävissä ja liitoksen joustavuuden tutkiminen vaatii monimutkaisempaa lähestymistapaa. Uumasauvoista tulisi selvittää momentin ja normaalivoiman yhteisvaikutus. (Saidani, 1993.)

Epätasainen jännitysjakauma uumasauvan gapin ja heelin puolella voi aiheuttaa sekundäärisen momentin, joka aiheuttaa ylimääräisiä rasituksia uumasauvoihin ja paarteeseen. Liitoksella pitää olla tarpeeksi muodonmuutoskykyä, jotta sekundääristä momenttia ei tarvitse huomioida. (Fleischer, Puthli, 2009.) Liitoksen osien momentista aiheutuvaa ylimääräistä rasitusta voidaan arvioida kaavalla 11.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_S}{M_{Rd}} \leq 1 \qquad (11)$$

jossa N_{Ed} on aksiaalinen mitoitusarvo ja M_S sekundäärinen momenttikuormitus. N_{Rd} on aksiaalisen kestävyyden mitoitusarvo ilman taivutusta ja M_{Rd} momenttikuormituksen mitoitusarvo ilman normaalivoimaa. (SFS-EN 1993-1-8, 2005). Kuvassa 8 on havainnollistettu momentin ja normaalivoiman yhteisvaikutusta. Liitoksen kuormituskyky saavuttaa suuremman kuormituksen, kun momentti tasoittuu ennen rajoitukseksi asetettua suoraa momentin ja normaalivoiman välillä. Punaisissa käyrissä ei voida saavuttaa yhtä suurta mitoitusarvoa, kuin sinisessä käyrässä, koska momentin suuri osuus vie liitokselta kuormituskyvyn.



Kuva 8. Momentin ja normaalivoiman yhteisvaikutus liitoksessa.

Sekundäärisen momentin vaikutusta liitoksen kestävyyteen voi arvioida kun tiedetään:

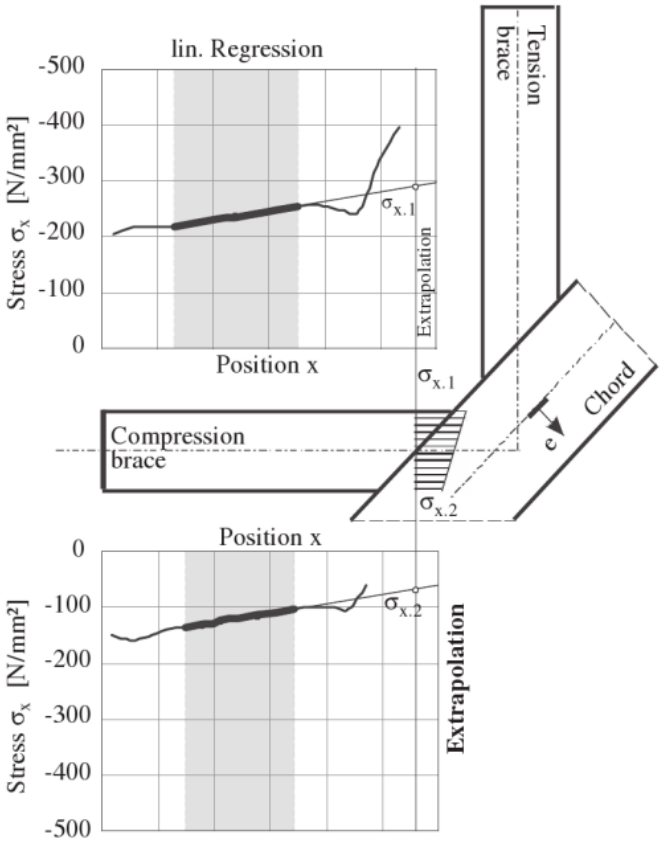
- paarteen pinnan siirtymät uumasauvan alla
- sekundäärisen momentin aiheuttama lisäjännitys uumasauvoissa ja paarteessa
- venymät jännityskeskittymissä uumasauvojen ja paarteen liitoksessa
- liitoksen kiertymäkyky ja liitoksen kyky jakaa momentti uumasauvoille ja paarteelle. (Wardenier et al., 2012; Fleischer, Puthli, 2009.)

Liitoksen plastisessa suunnittelussa ennen ensimmäistä liitoksen hajottavaa mekanismia tulee poikkileikkausluokan 1 liitoksen osien pystyä muodostamaan kiertymäkykyä ylläpitäviä plastisia niveliä. (Gardner, Chan, 2006.) Riittävällä kiertymäkyvyllä jännityksen uudelleenjakautuminen poistaa sekundäärisen momentin vaikutuksen suuremmilla kuormitustasoilla. Uumasauvoja ja paarretta kuormittavan momentin vaikutus saadaan laskettua jännityksenä puristus- ja vetopuolen jännityserosta ($\sigma_{x,1}$- $\sigma_{x,2}$) kaavan 12 mukaisesti tai kaavan 13 mukaisesti momenttina, jossa W_{el} on elastinen taivutusvastus.

$$\sigma_M = \frac{\sigma_{x,1} - \sigma_{x,2}}{2} \qquad (12)$$

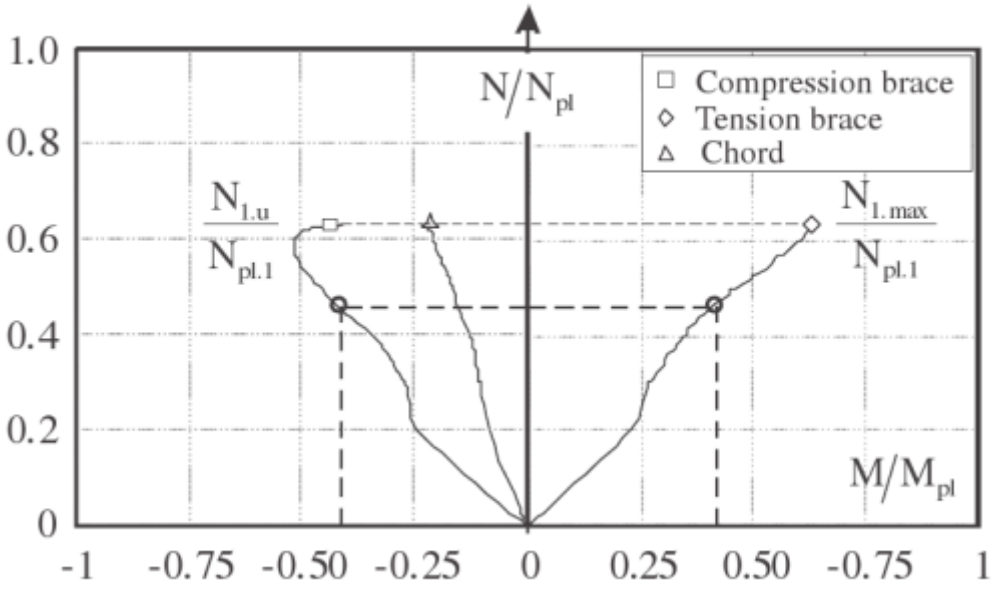
$$M = \frac{\sigma_{x,1} - \sigma_{x,2}}{2} W_{el} \tag{13}$$

Lähellä liitosta uumasauvoihin ja paarteeseen vaikuttaa epätasainen jännitysjakauma liitoksen paikallisten jännityskeskittymien takia. Siksi momentin arvot tulee laskea kohdasta, johon paikalliset jännitysvaihtelut eivät vaikuta. Siinä kohdassa momentin jakautumisen voi olettaa olevan lineaarista. Momentti voidaan laskea erikseen kummallekin uumasauvalle. Momentin arvoja voidaan ottaa kohdista, jossa paikalliset jännitysvaihtelut eivät vaikuta ja ekstrapoloida momentin arvo uumasauvan liitoskohtaan kuvan 9 mukaisesti. (Fleischer, Puthli, 2009.)



Kuva 9. Uumasauvan taivutusmomentin synnyttämien jännitysten ekstrapolointi (Fleischer, Puthli, 2009).

Kuormitusten ja momentin arvoista voidaan muodostaa kuvaaja, josta voidaan päätellä onko liitoksella tarpeeksi muodonmuutoskykyä. Kuvassa 10 aksiaalikuorman arvot on jaettu plastisella kuormalla ja momentin arvot plastisella momentilla. Liitoksella on tarpeeksi hyvä muodonmuutoskyky, jos M_i/M_{pl} laskee voiman N_i kasvaessa ja lopulta momentin tulisi hävitä lähes kokonaan. (Fleischer, Puthli, 2009.)



Kuva 10. Kuvaaja uumasauvojen ja paarteen kiertymäkyvystä (Fleischer, Puthli, 2009).

3.3 Elementtimenetelmän käyttö rakenteen analysoinnissa

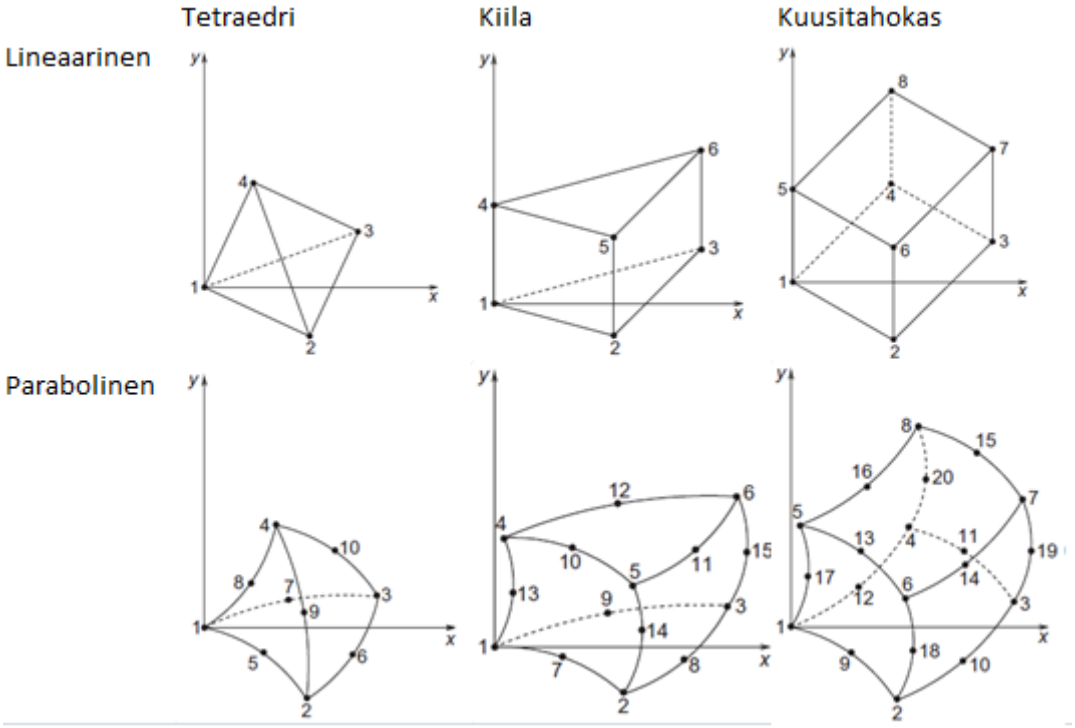
Lineaarisessa analyysissa oletetaan, että siirtymät ja kietymät ovat pieniä, tuennat pysyvät paikallaan, jännitys on suoraan verrannollinen venymään ja voimien suunta pysyy samana muodonmuutoksista huolimatta. Epälineaarisella analyysilla ei ole edellisenkaltaisia rajoituksia, joten se kuvaama käyttäytyminen on lähempänä todellisuutta, kun tutkitaan rakenteen äärikestävyyttä. Epälineaarisuuden aiheuttavat tekijät voidaan jakaa kolmeen ryhmään:

- Geometrinen epälineaarisuus, jossa rakenteen siirtymät ja kietymät voivat kasvaa suuriksi ja rakenteeseen kohdistuva voima muuttaa suuntaa. Nurjahduksen tai lommahduksen takia mallin geometria voi muuttua paikallisesti ja rakenne menettää jäykkyyttään.
- Materiaalinen epälineaarisuus, jossa lineaarinen materiaali voi muuttua plastiseksi tai materiaalilla on kokonaan epälineaarinen jännitys-venymä-yhteys.
- Kontaktista johtuva epälineaarisuus, jossa kappaleet voivat liittyä tai irrota toisistaan. (Abaqus 6.13 Documentation.)

3.1.1 Elementtien ominaisuuksia

Kompaktin rakenneputkista tehdyn rakenteen voi mallintaa käyttämällä 3D elementtejä tai paksuja kuorielementtejä, kun taas puolikompaktit ja kompaktit rakenneputket mallinnetaan yleensä pelkästään kuorielementeillä (Ellobody, E., Feng, R., Young, B.,

2013). Tässä työssä on käytetty vain tilavuuselementtejä. Kuvassa 11 on esitetty 3D elementtianalyysissä käytettyjä lineaarisia elementtejä ja niiden parabolisia versioita.



Kuva 11. Yleisimpiä 3D-elementtejä. (Ellobody et al., 2013)

Tyypillisesti rakenteiden analyyseissa kuusitahokkailla elementeillä saadaan tarkempia tuloksia, kuin tedraedrielementeillä. Tedraedrielementeillä pystytään kuitenkin paremmin verkottamaan monimutkaisen muotoisia geometrioita. Teoriassa tedraedrielementit käyttäytyvät liian jäykästi taivutuksen alaisena, joten kuusitahokaselementit soveltuvat tällaisiin tilanteisiin paremmin. (Mac Donald, 2011, s. 147.) 3D-elemettianalyyseissa kuusitahokkaita tulisi käyttää mieluummin, kuin kiilan muotoisia ja kiilan muotoisia mieluummin, kuin tedraedrejä. Tedraedri- ja kiilaelementit antavat kohtuullisen tarkkoja tuloksia siirtymille, mutta eivät jännityksille. (Mac Donald, 2011, s. 217.) Toisaalta niiden muodon vaihtelu ei vaikuta yhtä paljon tuloksiin, kuin parabolisilla kuusitahokkailla (Ellobody et al., 2013). Lineaariset elementit voivat antaa tarpeeksi tarkkoja tuloksia monentyyppisissä analyyseissa. Lineaariset elementit käyttävät lineaarista interpolointifunktiota, joten ne eivät anna tarkkoja tuloksia kohdissa, joissa jännitykset vaihtuvat nopeasti. Lineaariset tedraedri- ja kiilaelementit voivat olla hyvin epätarkkoja rakenteen kriittisissä kohdissa, niitä ei myöskään tulisi käyttää liian vääristyneen muotoisina. Jos rakenne on monimutkaisen muotoinen ja elementit hieman vääristyvät, sopii paraboliset elementit silloin paremmin. Rakenteen kaarevissa kohdissa paraboliset

elementit pystyvät kaareutumaan, johon lineaariset elementit eivät pysty. Kaarevissa kohdissa paraboliset elementit antavat parempia tuloksia, kuin lineaariset elementit. Parabolisia elementtejä käytettäessä analyysit vievät huomattavasti enemmän laskentatehoa ja siksi myös paljon enemmän aikaa. (Mac Donald, 2011, s. 210-211.) Parabolisilla elementeillä liian monen integrointipisteen käyttö estää jonkin verran muodonmuutosta ja tekee elementtien käytöksestä liian jäykkiä. Liian pieni määrä integrointipisteitä elementeissä voi saada aikaan monia vielä pahempia ongelmia, joita ovat: epästabilius, vääristyneet singulaariset muodot, mekanismit, kinemaattiset muodot ja tiimalasia muistuttavat muodot. (Cook, 1995, s. 84-85.)

3.1.2 Materiaalimalli

Jos tiedetään, että rakenteessa ei tapahdu myötämistä voidaan käyttää lineaarisia materiaalimalleja, jotka noudattaa Hooken lakia. Isotrooppista mallia käytetään, kun tiedetään, että materiaalin käyttäytyminen on sama kaikkiin suuntiin. Orthotrooppista ja anisotroopista materiaalimallia käytetään kun materiaalin käyttäyminen vaihetelee eri suunnissa. (Mac Donald, 2011, s. 163-165.)

Bilineaarinen materiaalimalli on yksinkertaisin materiaalimalli plastisen muodonmuutoksen mallintamiseen, kun tutkitaan materiaalin äärikestävyyttä. Bilineaarinen materiaalimalli koostuu kahdesta suorasta, josta ensimmäinen kulkee elastista suoraa pitkin myötörajalle ja plastinen suora kulkee myötörajalta murtorajalle. Multilineaarisessa materiaalimallissa käytetään useampaa suoraa kuvaamaan materiaalin jännitys-venymä-käyrää. Mitä useampaa suoraa mallissa käyttää sitä lähemmäksi päästään oikeaa jännitys-venymä-käyrää. Yleensä bilineaarinen ja multilineaarinen materiaalimalli käyttävät von-Mises myötöehtoa ennustamaan, milloin myötäminen tapahtuu, joissain tapauksissa myös Hillin myötöehto voidaan käyttää toisena vaihtoehtona. (Mac Donald, 2011, s. 177-180.)

Abaquksessa materiaaliarvoina käytetään todellisia jännitys- ja venymäarvoja, jotka on johdettu materiaalitodistuksesta ja muokattu testidataa parhaiten vastaavaksi. Elastinen osuus syötetään kimmokertoimen ja myötölujuuden avulla elastic-arvoihin. Plastic-arvot syötetään erikseen plastic-arvoihin ja ensimmäinen venymäarvo alkaa nollasta. Todelliset jännitykset voi laskea kaavasta 14 ja venymät kaavasta 15. (Abaqus 6.13 Documentation.)

$$\sigma_T = \sigma_{nom}\,(1 + \varepsilon_{nom}) \qquad (14)$$

$$\varepsilon_T = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_T}{E} \tag{15}$$

3.1.3 Reunaehdot ja voimat

Reunaehdoilla estetään tiettyjen solmujen siirtymät tiettyjen kordinaattien suuntaan. Analyyseissa käytettäviä voimia ovat: kappaleen aiheuttama voima, pintaan kohdistuva voima ja solmuun kohdistuva voima. (Mac Donald, 2011, s. 227-228.)

Reunaehdoilla voidaan 3D-malleissa luoda ”multipoint constraint” (MPC) kiinnityksiä, jolloin esimerkiksi voima saadaan jaettua tietylle pinta-alalle. Voima kohdistuu ”master node” solmuun, jota seuraa ”slave node” solmut samansuuruisella siirtymällä. MPC kiinnityksillä voidaan myös mallintaa monia niveliä ja liitoksia sekä yhdistää erilaisia elementtityyppejä toisiinsa. MPC-kiinnityksellä saadaan rakenteen pinta tuettua yhteen pisteeseen, joten myös nivelellinen tuenta voidaan toteutaa 3D-elementeillä. (Mac Donald, 2011, s. 235-236, s. 150.) Abaquksesta löytyvä ”coupling constraint” mahdollistaa esimerkiksi rakenneputken tuennan tai voiman kiinnittämisen yhteen pisteeseen, ja siten pystytään palkin päähän luomaan nivelellinen tuenta. Tie sidoksella voidaan yhdistää kappaleen eri osia toisiinsa ilman, että elementtiverkot tai kappaleen pinnat kohtaavat. Slave- ja masterpintojen järjestyksellä on väliä, sillä slavepinta ei voi lävistää masterpintaa, mutta masterpinta voi lävistää slavepinnan. Käytännössä tämä tarkoitta sitä, että slavepinnaksi kannattaa valita pinta, jossa elementtien oletetaan vääristyvän eniten. (Abaqus 6.13 Documentation).

Ratkaistavan mallin pienentämiseksi on hyvä käyttää symmetriaa, jos se on mahdollista. Mallista voidaan tehdä esimerkiksi puolikas tai neljäsosamalli, jos mallin geometria, tuennat, elastiset ominaisuudet ovat samat kummallakin puolella mallia. Symmetriareunaehdossa muodonmuutoksen pitää päästä syntymään symmetrian leikkauksen pinnan suunnassa, mutta ei normaalisuunnassa pintaa vastaan. (Cook, 1995, s. 92.)

Joissain tapauksissa voidaan käyttää pakkosiirtymiä, jolloin määritetään solmun tai solmujen siirtyvän tietty matka. Pakkosiirtymällä saadaan selville muun muassa rakenteen muodonmuutokseen tarvittavat voimat. (Mac Donald, 2011, s. 236-237.) Voimia ja reunaehtoja voidaan muuttaa epälineaarisessä analyysissa, jolloin tietyillä aika-askelilla voimat tai reunaehdot voivat vaikuttaa eri kohdissa. Voiman arvot voivat vaihdella aika-askelien välillä tai lineaarisesti lähestyä maksimivoimaa. Voiman voi määrittää myös

seuraamaan rakennetta sen taipuessa. (Mac Donald, 2011, s. 238-244.) Jos reunaehtoja on vaikea määrittää voidaan tehdä kaksi eri analyysiä erilaisilla reunaehdoilla. Toisessa mallissa reunaehdot voivat olla jäykät ja toisessa nivelelliset, josta voidaan verrata tulosten paikkansapitävyyttä. (Cook, 1995, s. 122.)

3.1.4 Analyysi

Staattinen analyysi voi olla lineaarinen tai epälineaarinen. Epälineaarinen analyysi sallii muun muassa suuret siirtymät, kontaktit ja plastisen muodonmuutoksen. Epälineaarisessa laskennassa tulosta ei voida laskea suoraan, vaan joudutaan käyttämään aika-askelia. Aika-askelien käytöllä laskenta saadaan pysymään tasapainossa. Liian suuri määrä aika-askelia pidentää laskentaa huomattavasti, kun taas liian pieni määrä tekee laskennasta epävakaan. Aika-askelia voidaan jälkikäteen tarkastella, jolloin voidaan selvittää milloin rakenteen murtolujuus ylittyy, vaikka käytättäisikin liian suurta kuormitusta. Ratkaisija tekee arvauksia ja virheen arviointeja voiman suuruudesta, jonka jälkeen saadaan ratkaisu yhdelle aika-askelelle. Useimmat elementtimenetelmän ratkaisijat käyttävät Newton-Raphson iterointimenetelmää ratkaistessaan epälineaarisia analyysejä. (Mac Donald, 2011, s.253-254, s. 267-270.)

3.1.5 Jälkikäsittely

Tuloksista siirtymät konvergoivat nopeimmin, venymät toisena ja jännitykset viimeisenä. Tämä tarkoittaa, elementtiverkko voi olla tarpeeksi tiheä tarkkojen siirtymäarvojen saamiseen, mutta verkkoa pitää tihentää, jotta voidaan saada tarpeeksi tarkkoja jännitys- ja venymäarvoja. (Mac Donald, 2011, s. 277-279.)

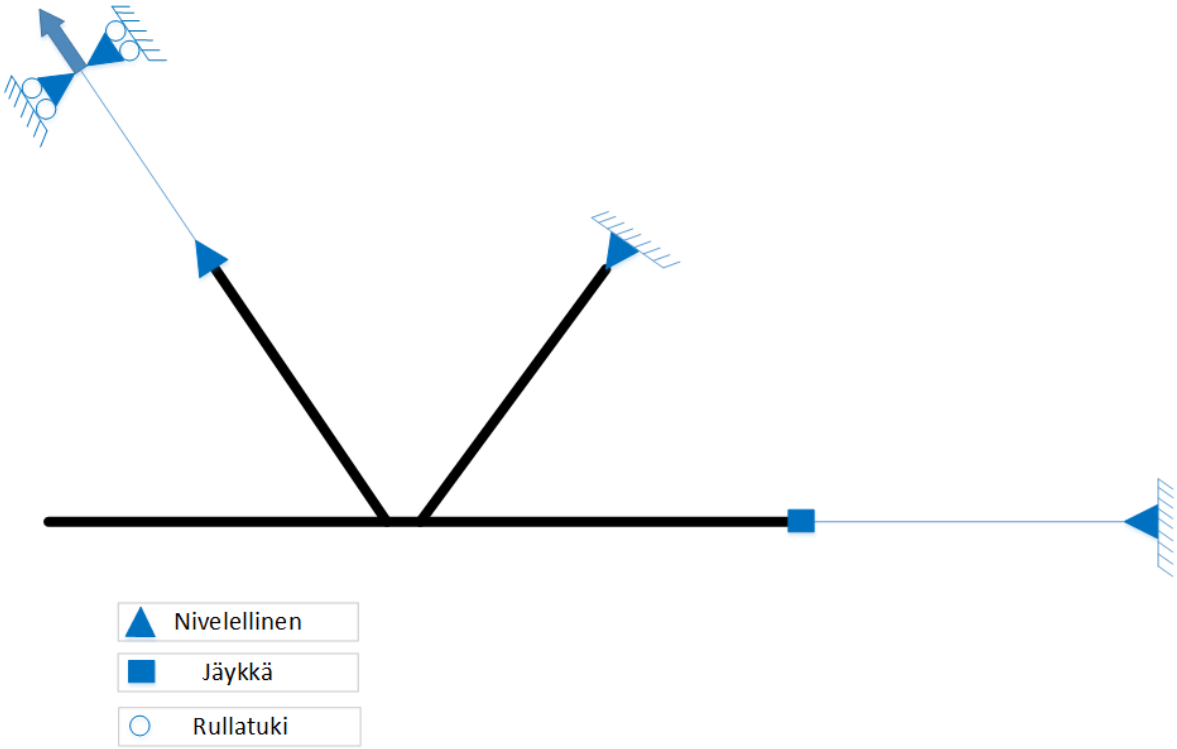
Vetokokeista saatua insinöörivenymää vastaava tulostussuure Abaquksessa on NE, eli nominal strain. Vetokokeissa venymät mitataan kappaleen pinnasta, mutta elementtianalyysissa 3D-elementtien venymät mitataan integrointipisteistä elementtien sisältä. Vetokoe ja elementtimalli voi siksi antaa hieman eri tuloksen venymille. Tuloksien tarkkuutta voi parantaa lisäämällä elementtien määrää levyn paksuussuunnassa, jolloin elementtien integrointipisteet ovat lähempänä kappaleen pintaa. Toinen tapa on luoda elementtiverkon pintaan kalvoelementti toimimaan venymäliuskana, jolla on olematon jäykkyys. Elementistä voidaan silloin tulostussuure laskea suoraan kappaleen pinnasta. (Lindgren, 2014.)

4 K-LIITOKSEN LABORATORIOKOE JA ELEMENTTIMALLIT

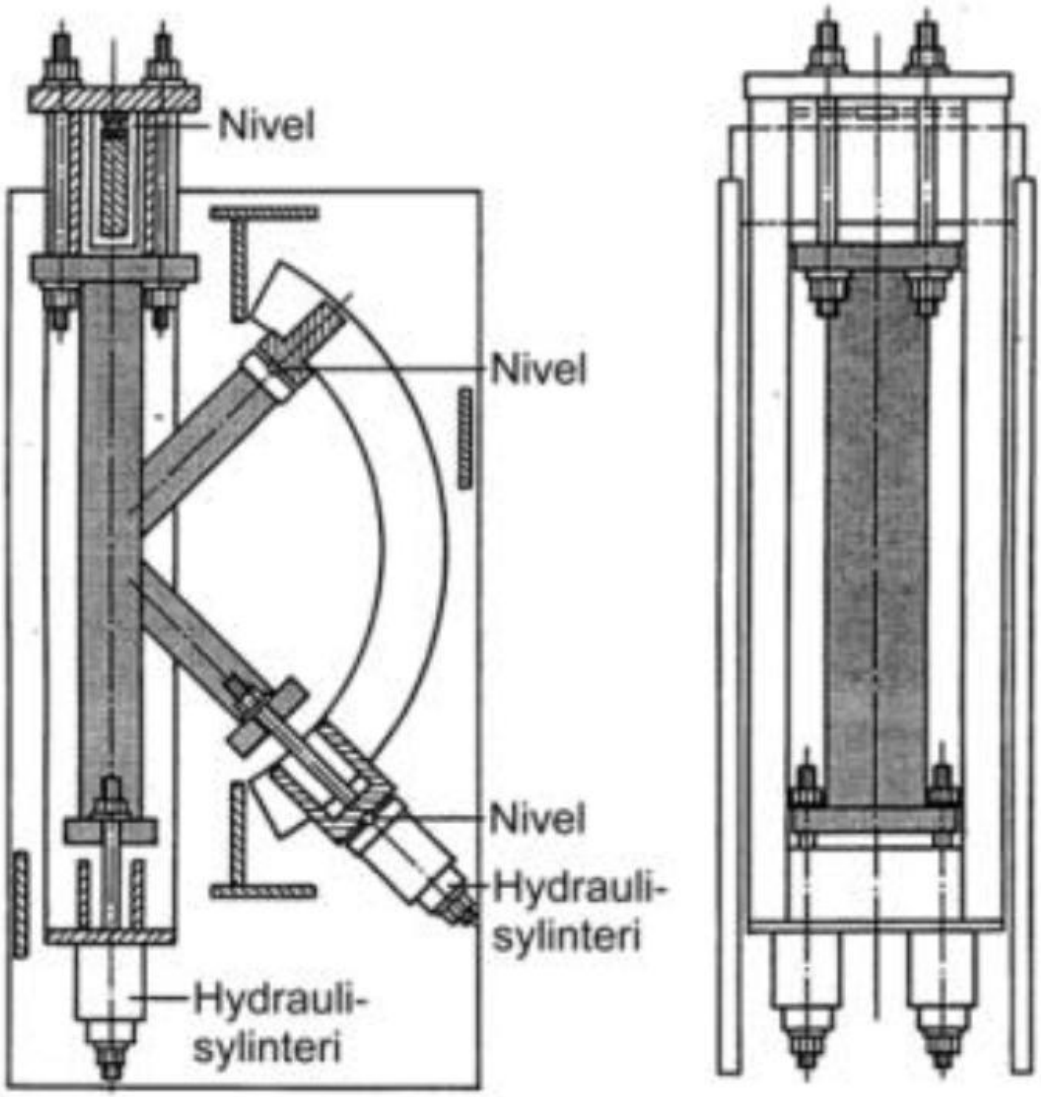
K-liitoksia tutkittiin pääasiassa elementtimenetelmällä, mutta yhdestä mallista tehtiin myös laboratoriokoe. Elementtimenetelmällä saatuja tuloksia verrattiin Eurocode 3:lla saatuihin tuloksiin.

4.1 Laboratoriokoe

Ensimmäisestä (BSAK1) mallista tehtiin laboratoriokoe. Testin tarkoitus oli toimia vertailukohtana elementtimallille, jotta elementtimallin käytös kuormituksessa saataisiin vastaamaan mahdollisimman hyvin laboratoriokoetta. Kappale oli tuettuna nivelellisesti paarteen ja puristuspuolen uumasauvan päästä. Vetouumasauvan päässä oli nivel ja sitten vetokuormituksen tuottava sylinteri. Paarteessa ei ollut esijännitystä ja paarteen toinen pää oli vapaa. Kuvaan 12 on merkitty kuormituskehän reunaehdot ja kuvassa 13 on periaatekuva kuormituskehästä. Liitoksen mitat on merkitty liitteeseen 1.

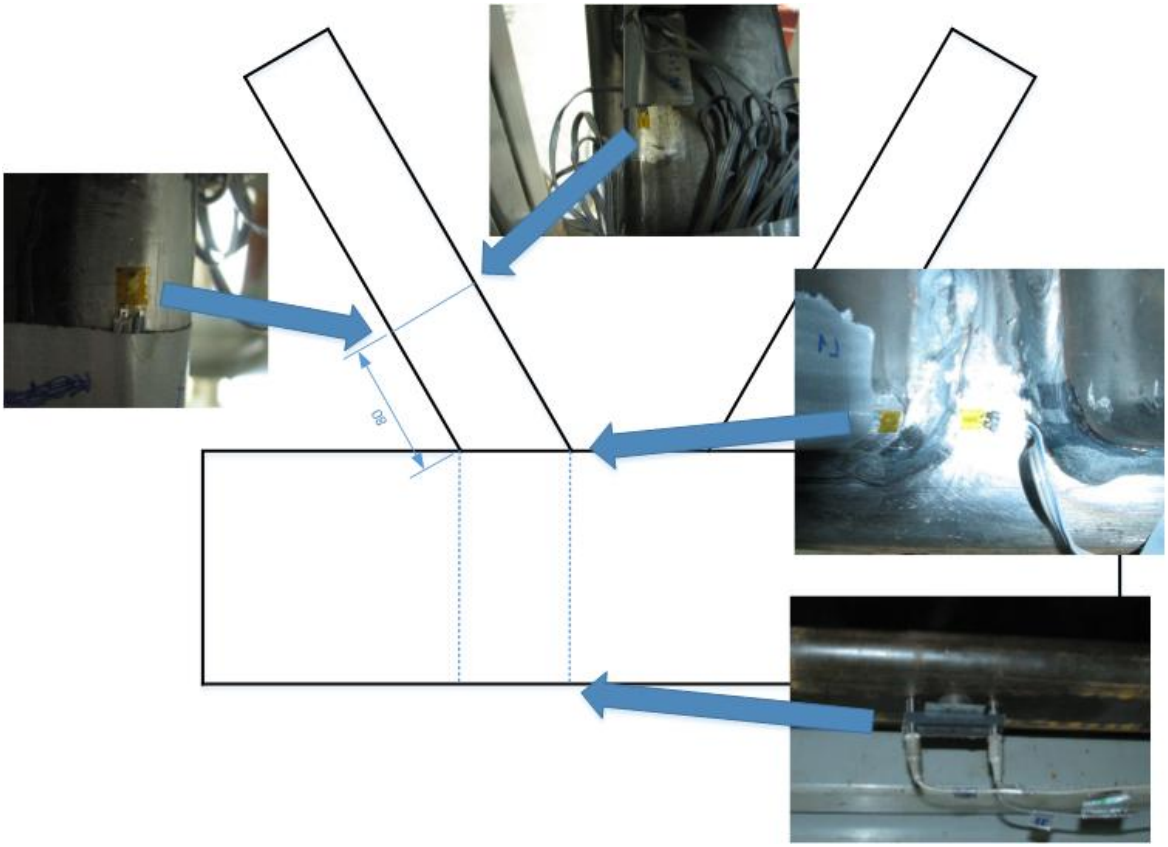


Kuva 12. Kokeen reunaehdot.



Kuva 13. Kuormituskehän periaatekuva.

Vetokokeessa käytettiin kahta siirtymäanturia ja neljää venymäliuskaa. Koejärjestelyt on esitetty kuvassa 14. Siirtymämittaukset tehtiin paarteen sisäpinnasta, vetouumasauvan laippojen kohdalta. Kahdella siirtymäanturilla saatiin selville paarteen poikittaissiirtymä ja kiertymä vetouumasauvan alta. Siirtymäantureille porattiin reiät paarteen alapintaan, joiden kautta anturit saatiin asetettua gapin ja heelin puolelle ja mittaamaan siirtymiä hitsien juuren kohdalta. Kaksi venymäliuskaa oli asennettu liitoksen uuma- ja paarresauvaan samalle linjalle hitsin eri puolille, jossa voitiin olettaa vallitsevan suurimmat venymät. Venymämittaus tehtiin paarteesta ja uumasauvasta. Lisäksi kaksi venymäliuskaa oli asennettu vetouumasauvaan 80 mm kohdalle paarteen pinnasta. Näistä venymäliuskoista arvioitiin uumasauvassa vallitsevaa taivutusjännitystä ilman että hitsin alueen suuret venymät näkyvät tuloksissa.



Kuva 14. Kahden siirtymäanturin ja neljän venymäliuskan sijainti liitoksen vetouumasauvassa ja paarteessa.

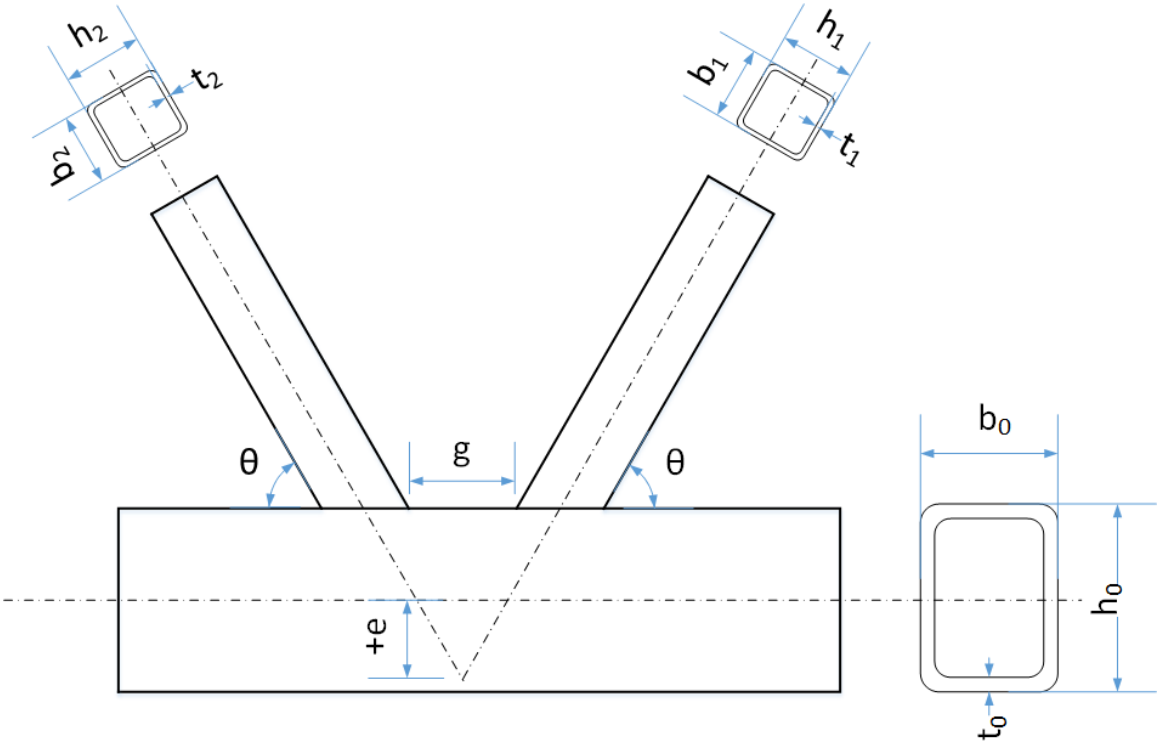
4.2 K-liitosten analysointi elementtimenetelmällä

K-liitosmalleja tehtiin yhteensä 11 erilaista, joissa muutettiin vain geometria. Kokeen tuloksia verrattiin elementtimalliin, jossa paarre oli 0,2 mm nimellistä paarteen levynpaksuutta ohuempi. Muut mitat olivat tarpeeksi tarkkoja, joten ne tehtiin nimellisillä mitoilla. BSAK1 mallin geometrian arvoja muuttamalla saataisiin myös muiden elementtimallien tulokset vastaamaan oikeaa tilannetta, vaikka niitä ei tutkittukaan laboratoriossa. Liitosten tutkimisessa käytettiin Abaqus Standardin 6.13 versiota.

4.2.1 Geometriat

BSAK1 elementtimalli oli mitoiltaan sama, kuin laboratoriossa testattu liitos. Liitoksen piirustukset ovat liitteessä 1. Mallien geometria-arvot on merkitty taulukkoon 2 ja arvojen selitykset kuvaan 15. Kaikissa malleissa uumasauva oli neliönmuotoinen. Mallien paarteen geometria oli muuten sama kaikissa malleissa, paitsi BSAK3 ja BSAK4 malleissa levynpaksuus oli pienempi ja BSAK10 mallin paarre oli neliönmuotoinen. Uumasauvan geometria pysyi myös samana, mutta BSAK2 ja BSAK9 malleissa käytettiin

matalampaa ja kapeampaa uumasauvaa. Uumasauvojen kulmaa muutettiin BSAK5 ja BSAK6 mallissa ja näissä malleissa hitsi mallinnettiin läpihitsatuksi. Piennahitsin geometria on esitetty kuvassa 16 vasemmalla puolella ja läpihitsattu liitos oikealla puolella. Molempien hitsien a-mitta on 5 mm. Gapin arvot laskettiin uumasauvojen reunasta ja suurempia gapin arvoja käytettiin BSAK2, BSAK7 ja BSAK8 malleissa. Kaikissa malleissa paarteen pyöristyssäde on $3t_0$ ja uumasauvoissa $2t_i$.



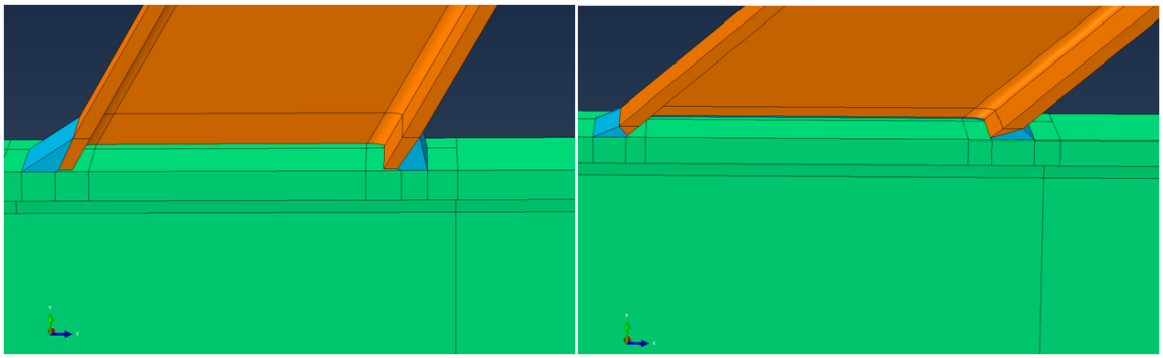
Kuva 15. K-liitoksen geometrian merkinnät

Taulukko 2. *K-liitoksen geometria-arvot.*

Malli	Rakenneputken mitat						Liitosparametrit				
	Paarre			Uumasauvat							
	h_0 x b_0 x t_0 [mm]			h_i x b_i x t_i [mm]			a [mm]	ß -	e [mm]	g [mm]	θ [°]
BSAK1	220	140	8	80	80	4	5	0.571	-4.02	30	60
BSAK2	220	140	8	50	50	4	5	0.357	-3.71	65	60
BSAK3	220	140	7	80	80	4	5	0.571	-4.02	30	60
BSAK4	220	140	6	80	80	4	5	0.571	-4.02	30	60
BSAK5	220	140	8	80	80	4	5	0.571	-29.89	30	50
BSAK6	220	140	8	80	80	4	5	0.571	-45.20	30	40
BSAK7	220	140	8	80	80	4	5	0.571	21.96	60	60
BSAK8	220	140	8	80	80	4	5	0.571	47.94	90	60
BSAK9	220	140	8	70	70	4	5	0.500	-3.47	30	63
BSAK10	140	140	8	80	80	4	5	0.571	35.98	30	60
BSAK11	220	140	8	80	80	4	5	0.571	0.00	34.64	60

4.2.1 Materiaalimalli

Materiaaliarvoina paarteelle ja uumasauvalle on käytetty kokeessa käytettyjen rakenneputkien materiaalitodistuksia. Hitsin materiaalimallina käytettiin käytetyn kokeen hitsauslisäaineen materiaaliarvoja. Analyysissa käytettiin kolmea eri materiaalimallia paarteelle, uumasauvoille ja hitseille. Paarteen ja uumasauvan materiaalimallista tehtiin trilineaarinen, mutta hitsille käytettiin bilineaarista materiaalimallia. Kuvassa 16 paarre on merkitty vihreällä, uumasauva oranssilla ja hitsi sinisellä. Kuvan vasemmalla puolella liitoksessa on pienahitsi ja oikealla puolella läpihitsi. Läpihitsiä käytettiin BSAK5 ja BSAK6 malleissa.



Kuva 16. Materiaalimallit pienahitsillä ja läpihitsatulla geometrialla.

Taulukossa 3 näkyvät malleissa käytetyt materiaaliarvot. Paarteen ja uumasuvan materiaaliarvot ovat otettu materiaalitodistuksista Ruukilta saaduista materiaalitodistuksista ja muutettu todellisiksi venymiksi ja jännityksiksi kaavoilla 14 ja 15.

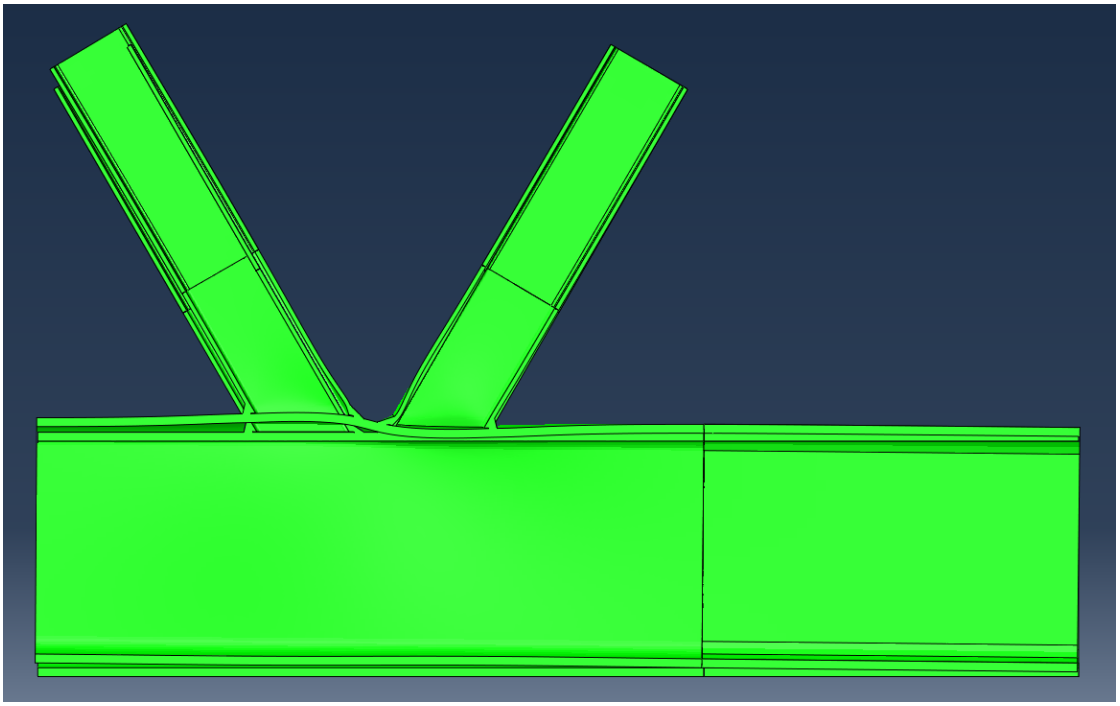
Paarteen ja uumasauvan materiaalimalli oli trilineaarinen ja kulki pisteiden (0,σy), (ε,σ) ja (ε_T,σ_T) kautta. Myötölujuuden kohtaa pidettiin venymän nolla-arvona. Materiaaliarvot ε ja σ oli arvioitu muiden materiaaliarvojen perusteella trilineaariseen materiaalimalliin, jotta materiaalimalli vastaisi paremmin testitulosta. Venymän ε arvo oli $1/3(\varepsilon_T-\varepsilon_y)$ ja jännityksen σ arvo oli $2/3(\sigma_T- \sigma_y)$.

Taulukko 3. *Elementtimalleissa käytetyt materiaaliarvot.*

	Vetokokeen arvot			Trilineaarisen materiaalimallin arvoja				
	σ_y ($R_{p0,2}$)	σ_u	ε_{fr} (A15)	σ	ε	σT	ε_T	σ_u/σ_y
	Mpa	*Mpa*	*%*	*Mpa*	*%*	*Mpa*	*%*	
Paarre	719	820	15	861	4.8	932	13.7	1.14
Uumasauva	864	878	13	943	4.2	982	11.9	1.02
Hitsi	680					860	16.3	

4.2.2 Reunaehdot ja kuormitukset

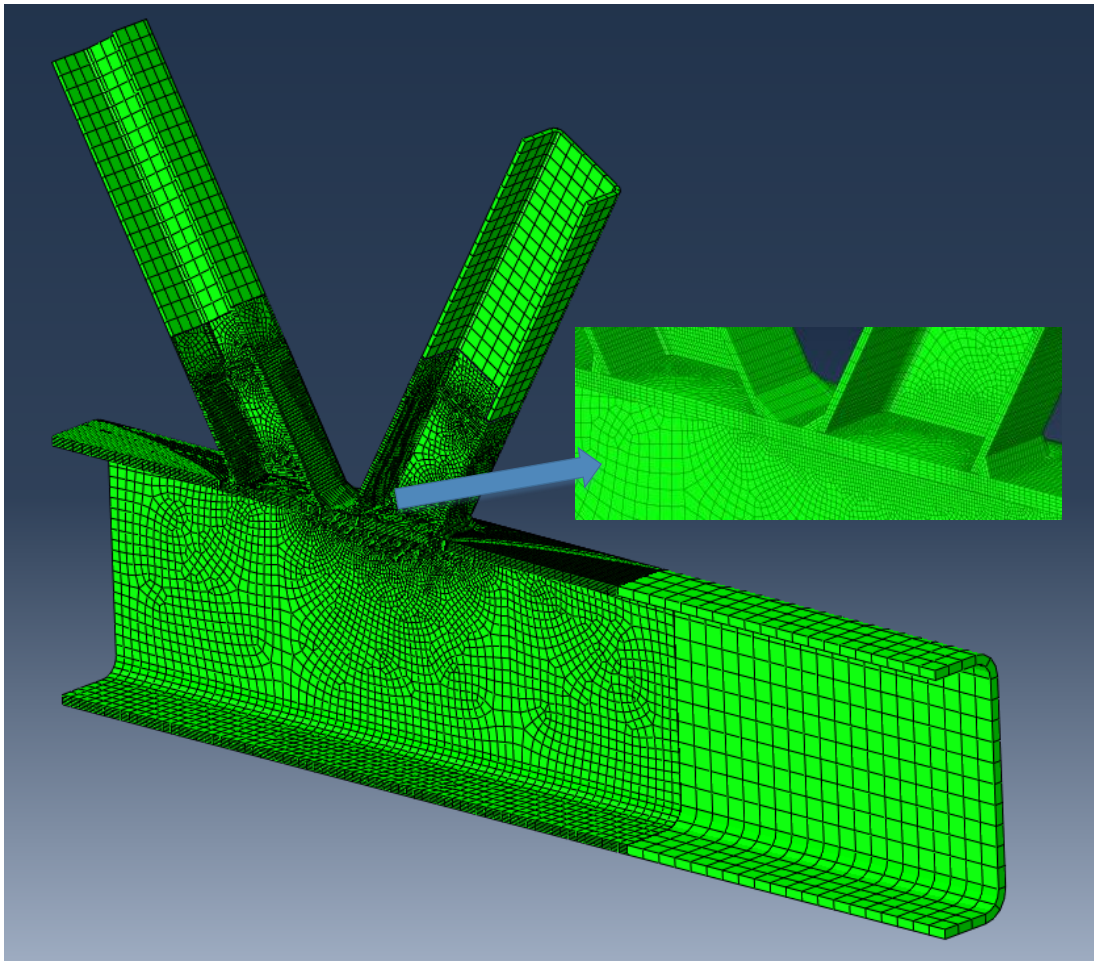
Malliin asetetut reunaehdot vastasivat kokeen reunaehtoja mahdollisimman tarkasti. Kuvaan 12 on merkitty mallin reunaehdot. Kuvasta 17 on nähtävissä paarteen suurimman kiertymän tilanteessa, kuinka liitos käyttäytyi siihen asetetuilla reunaehdoilla ja kuormituksella. Analysoidut mallit olivat puolikkaita malleja oikeasta K-liitoksesta. Symmetrialinjassa malli oli tuettu normaalilla symmetriareunaehdolla, joka esti siirtymät symmetrialinjalta pois päin, mutta salli siirtymät symmetrialinjan tasossa. Uumasauvojen päätyihin oli saatu nivelellinen reunaehto, kun päädyt olivat yhdistetty symmetrialinjalla oleviin pisteisiin coupling constraint tuennalla. Paarteen pääty oli kiinnitetty jäykkään palkkielementtiin jäykästi. Palkkielementin pää oli kiinnitetty toisesta päästä nivelellisesti. Vetosauvan päädyn piste oli lisäksi kiinnitetty jäykkään palkkielementtiin nivelellisesti ja palkkielementin toiseen päähän oli asetettu vetävä voima. Tähän toiseen päähän asetettiin reunaehdot, jotta voima pääsi vetämään pistettä vain voiman suuntaan, muuten pisteellä oli nivelellinen reunaehto.



Kuva 17. BSAK1 liitoksen muodonmuutos suurimman paarteen pinnan kierymän vallitessa.

4.2.3 Verkotus

Elementtimallissa käytettiin suorakulmion muotoisia; parabolisia rajoitetun integroinnin C3D20R elementtejä ja hitsin lähistöllä jouduttiin käyttämään muutamia parabolisia kolmio- tai kiilaelementtejä. Verkko oli tiheimmillään hitsin lähellä ja harveni hitsin alueiden ulkopuolelle. Verkon koko oli pienimmillään noin 1,5 mm ja suurimmillaan noin 10 mm. Elementtiverkko on esitetty kuvassa 18



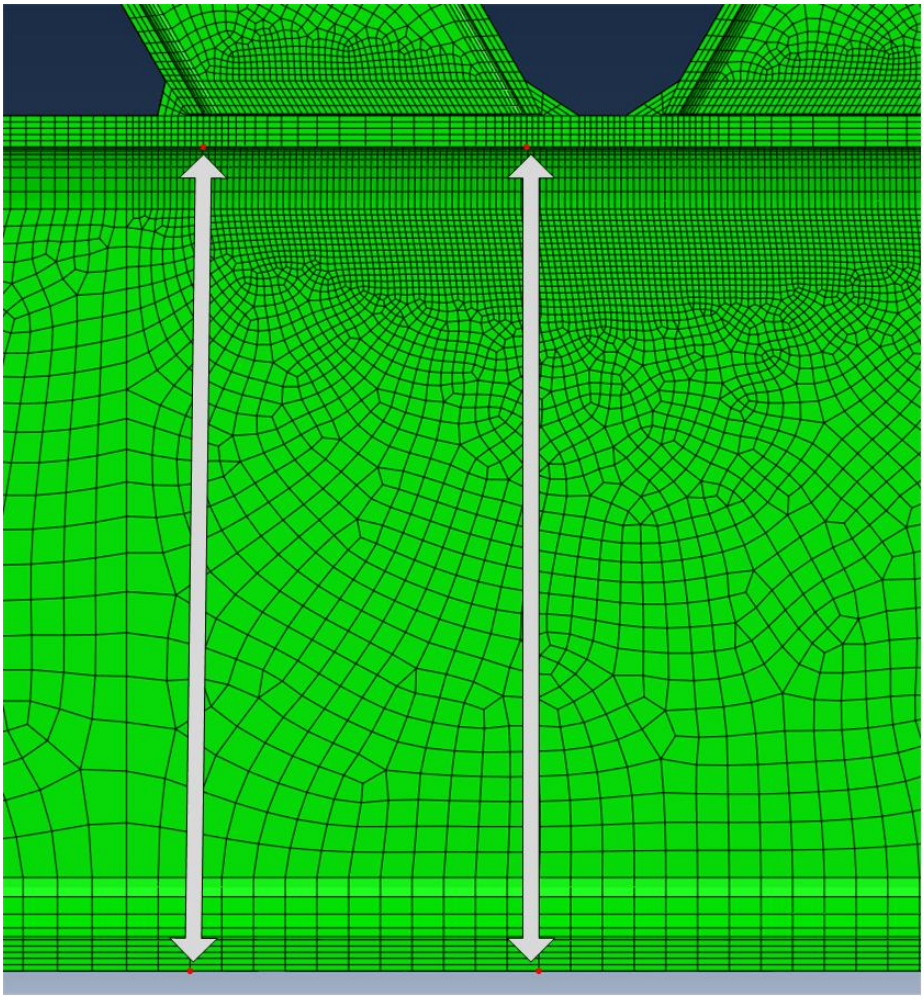
Kuva 18. BSAK1 mallin elementtiverkko.

4.2.4 Analyysi ja tulosten kerääminen

Malleissa käytettiin 1000 aika-askelta kuormitukselle, josta tulokset kerättiin siirtymille ja venymille. Siirtymät laskettiin siirtymäeroina paarteen ylä- ja alaosasta, jotta koko paarteen liikkeen vaikutus saatiin pois tuloksista.

Siirtymät laskettiin paarteen pituusakseliin nähden poikittaisina siirtyminä. Siirtymäpisteiksi valittiin paarteen vetouumasauvan poikkileikkauksen kohdalta solmut ja vastaparit paarteen selkäpuolelta samasta poikkileikkauskohdasta. Siirtymäpisteet uumasauvan gapin ja heelin alapuolella näkyvät kuvassa 19.

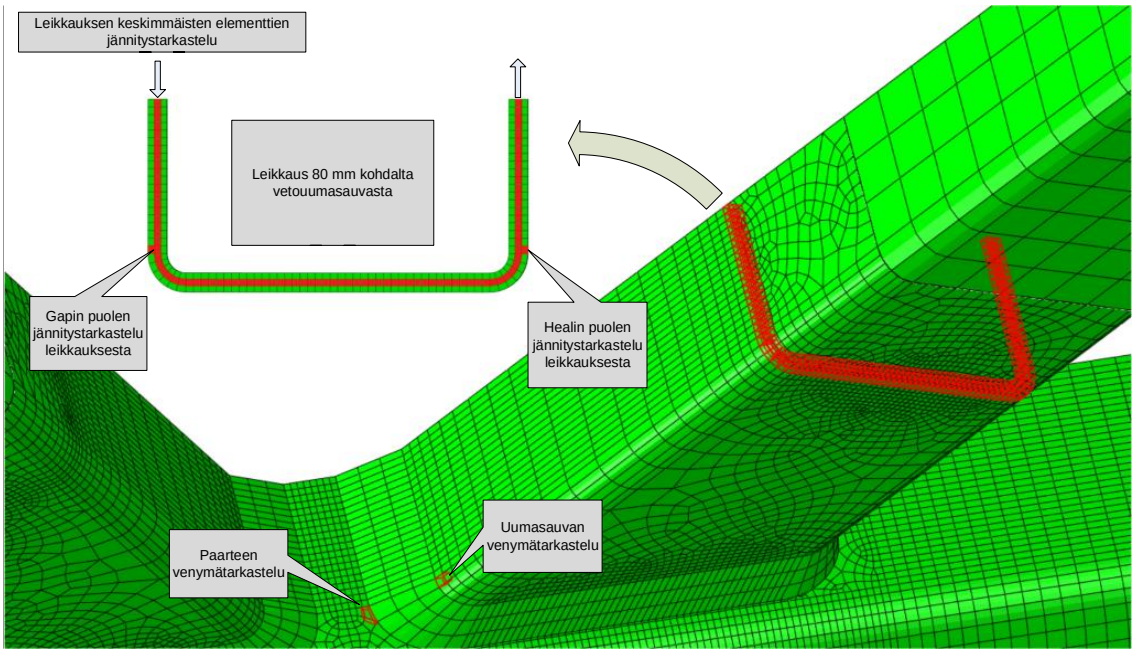
Lisäksi siirtymädatasta laskettiin paarteen pinnan kiertymä vetouumasauvan alta. Kierymä saatiin vertaamalla gapin ja heelin puolen siirtymiä toisiinsa. Kiertymäarvo oli mitattu gapin puolelta ja oli positiivinen, jos gapin puolen siirtymäarvo oli heelin puolta suurempi ja negatiivinen, jos heelin puolen siirtymäarvo oli gapin puolta suurempi.



Kuva 19. Siirtymäpisteet, joista siirtymä- ja kierymäkuvaajat muodostettiin.

Läheltä hitsiä paarteen pinnasta ja uumasauvasta sekä uumasauvasta tehdystä leikkauksesta otettiin samat venymämittaukset kuin laboratoriokokeessakin. Kuvassa 20 esitetyssä venymämittauksissa paarteen venymä mitattiin paarteen pituussuunnassa ja uumasauvan venymät uumasauvan pituussuunnassa. Venymämittaukset oli otettu läheltä uumasauvan kulmia, koska suurimmat venymät ennustettiin kohdistuvat juuri niihin kohtiin liitosta, joissa uumasauvan seinämän taipumista ei pääse tapahtumaan. Venymämittaukset otettiin myös 80 mm kohdalta uumasauvasta (paarteen heelin puoleiselta pinnalta) sekä gapin, että heelin puolelta.

Uumasauvassa vaikuttava momentti mitattiin 80 mm kohdalta gapin ja heelin puolelta elementeistä, joista venymämittaukset tehtiin. Momentin osuus saatiin vähentämällä pois kalvojännityksen osuus.



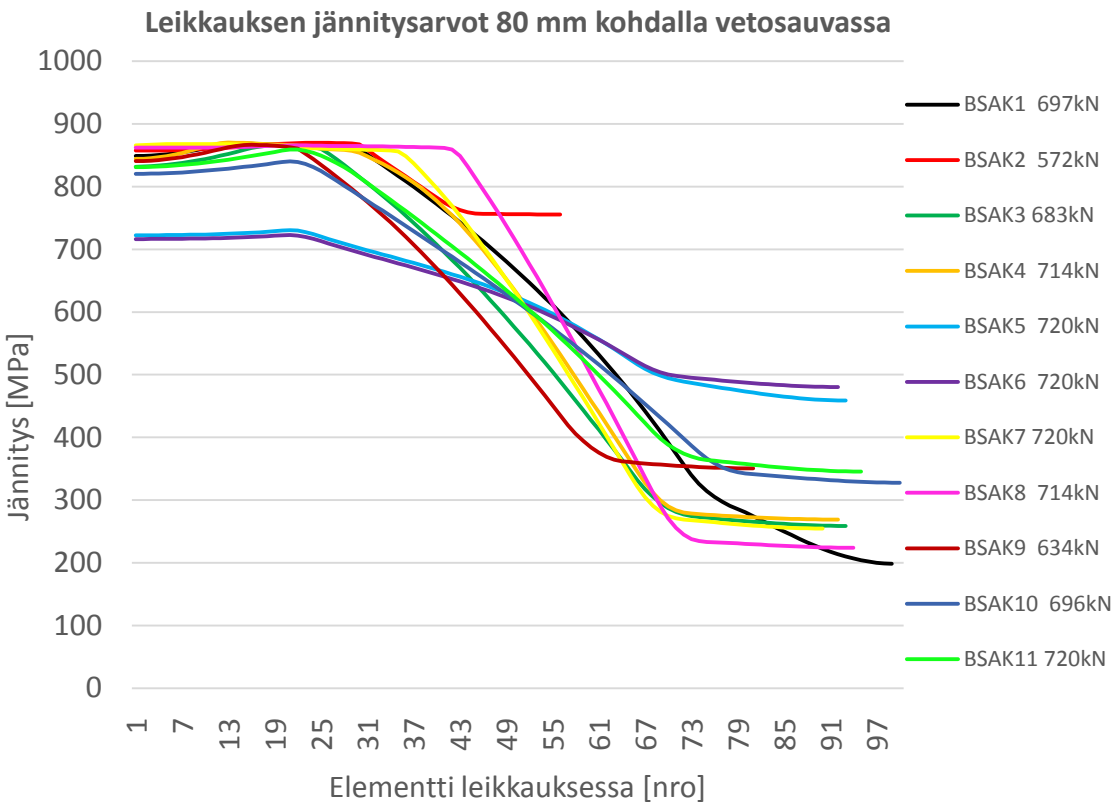
Kuva 20. Elementit, joista venymä- ja jännitysmittaukset otettiin.

5 TULOKSET

Kokeen tulokset ja samoilla geometrioilla tehdyn BSAK1-mallin tulokset vastaavat hyvin toisiaan. Kokeiden tuloksia tarkasteltiin aluksi vertaamalla koetuloksia todellisilla ja nimellisillä arvoilla laskettuun elementtimalliin. Nimellisillä mitoilla laskettua koetta vastaavaa mallia verrattiin muihin malleihin. Vertailtavia geometria-arvoja olivat:

- paarteen levynpaksuus (t)
- paarteen ja uumasauvan välinen kulma (θ)
- beta (β)
- gap (g)
- eksentrisyys (e).

Kuvassa 21 on esitetty jännityksen jakautuminen uumasauvan päädyn poikkileikkauksesta 80 mm paarteen pinnan yläpuolella. Jännitysarvot on otettu elementtimallin uumasauvan suurimman vetokuormituksen kohdalla. Jännitys on jakautunut melko tasaisesti gapin ja heelin alueella. BSAK1 mallissa tosin heelin puolella on jopa 70 MPa ero heelin puolella uumasauvan keskilinjan ja nurkan välillä. Momentti laskettiin gapin alueen ja heelin alueen nurkan elementistä. Gapin alueen elementin koko vaikuttaa paljon venymien arvoihin, koska venymän arvot mitataan integrointipisteistä, eikä kappaleen pinnalta. Elementin koko vaikuttaa myös venymän arvoon, kun venymä on keskiarvo elementin alueella vaikuttavasta jännityksestä. Myös materiaalimallin vaihtuminen voi lisätä epätarkkuutta venymäarvoissa.

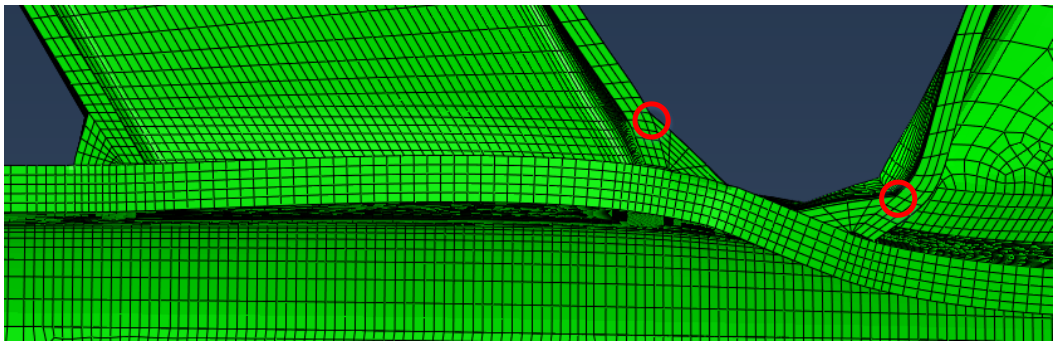


Kuva 21. Jännitysten jakautuminen 80 mm kohdalla vetouumasauvassa.

5.1 Laboratoriokokeen tulokset ja vertailu BSAK1 malliin

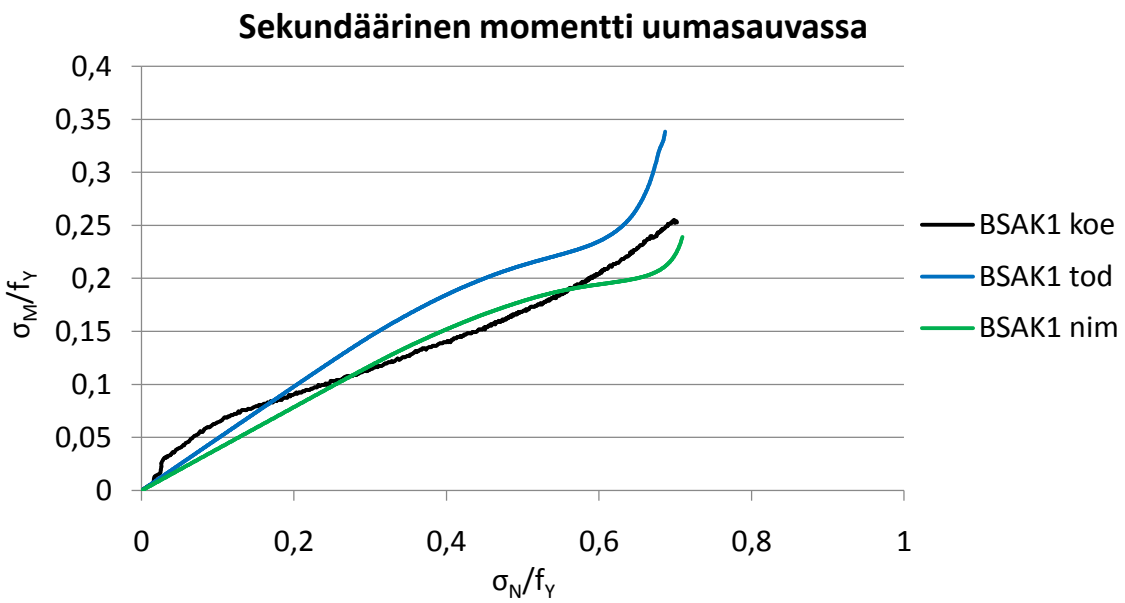
Laboratoriokokeessa liitos murtui 720 kN kuormituksella. Kuvasta 22 näkyy murtumapinta, joka on uumasauvassa hitsin yläpuolella. Kuvassa 27 venymäliuskamittauksista näkee, että hitsin vieressä uumasauvassa 600 kN kuormituksella venymä on noin 3,5 %, kun taas hitsin vieressä paarteessa se on vain noin 0,7 %. Uumasauvan venymiä ei ole saatu mitattua maksimikuormalla venymäliuskan irtoamisen takia. Elementtimallissa gapin alueella hitsi taivutti uumasauvaa liitoksen keskilinjalla enemmän, mitä oli nähtävissä kokeen liitoksessa. Plastinen nivel syntyy siis hitsin viereen uumasauvassa. Tämä kuvassa 23 esitetty uumasauvan taipuminen otettiin huomioon koetta vastaavassa mallissa täyttämällä gapin ilmaväli, jolloin tulokset vastasivat paremmin kokeen tuloksia. Sekundäärisen momentin kuvassa 24 voi nähdä kasvavan elementtimallissa huomattavasti lineaarista vaihetta voimakkaammin, kun vetokuormitus on 60 % suurimmasta kuormitustasosta. Tämä johtuu todennäköisesti juuri uumasauvan myötäämisestä hitsin vieressä.

Kuva 22. Laboratoriokokeen vetouumasauvan murtumapinta.

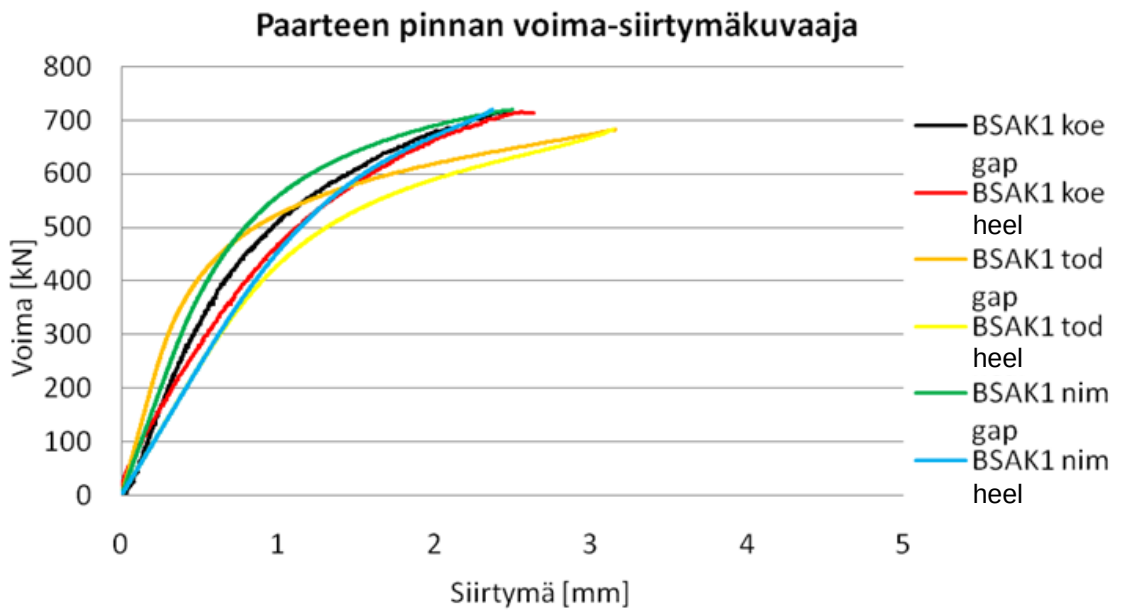


Kuva 23. Laboratoriokoetta vastaavan BSAK1 mallin muodonmuutos suurimmalla 720 kN kuormituksella.

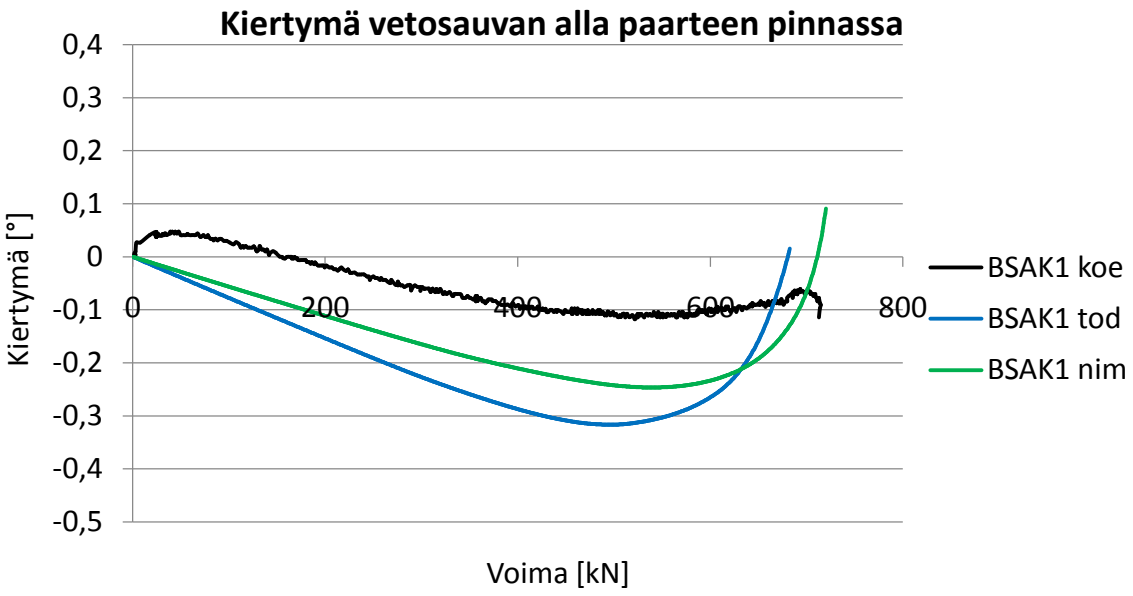
Laboratoriokokeessa paarteen todellinen paksuus oli 7,8 mm, joten koetta verrattiin todellisilla mitoilla tehtyyn elementtimalliin. Kuten kuvasta 24, 25, 26 ja 27 voi nähdä, 0,2 mm ohuempi paarre tekee liitoksesta joustavamman ja näyttää siltä, että nimellisillä mitoilla laskettu malli vastaa paremmin kokeen tuloksia. Kiertymän mittauksessa voi nähdä, että kiertymä tapahtuu aluksi heelin puoli edellä, myös kokeen uumasauvan venymän mittaamisessa on pieni katkos.



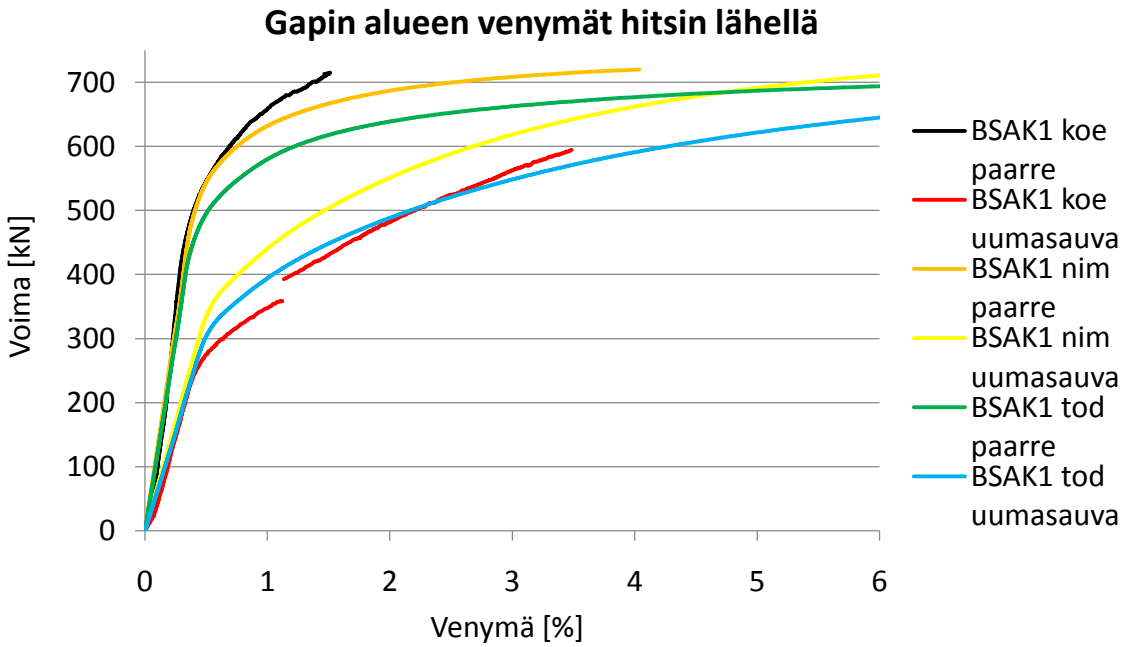
Kuva 24. Sekundäärinen momentti kokeen ja koetta vastaavan elementtimallin vetouumasauvassa.



Kuva 25. Paarteen pinnan pystysiirtymäsiirtymä kokeessa ja koetta vastaavassa elementtimallissa.



Kuva 26. Paarteen pinnan kiertymä kokeessa ja koetta vastaavassa elementtimallissa.



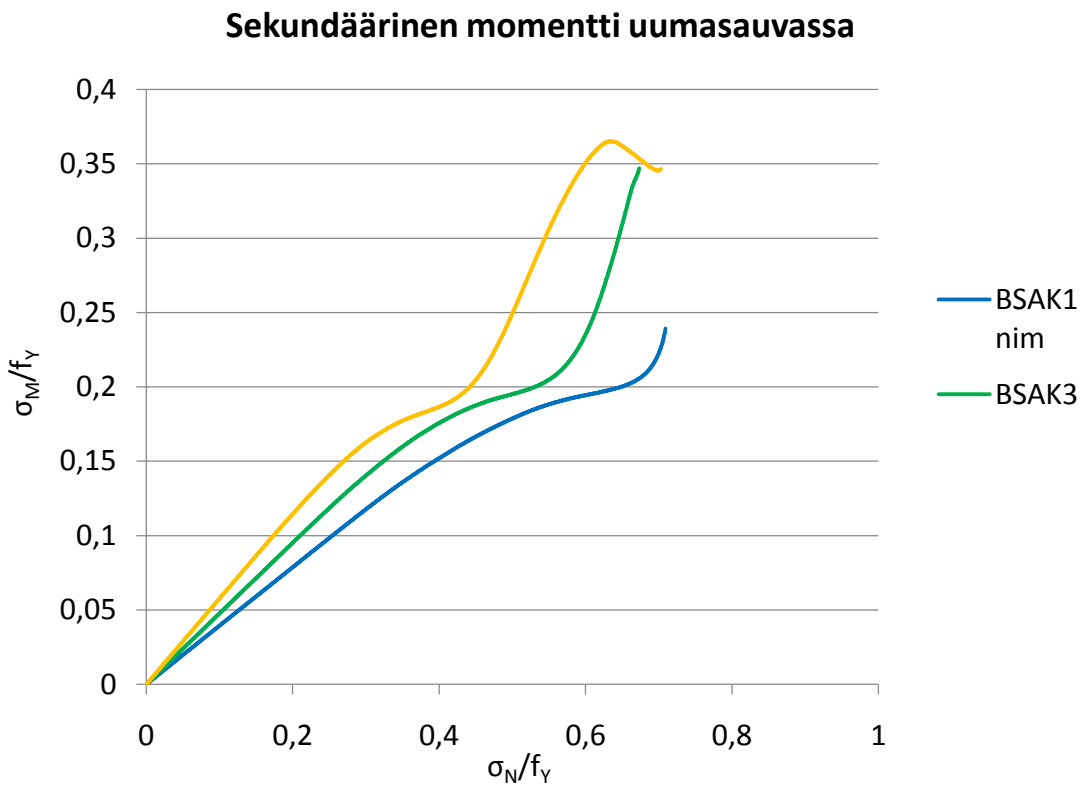
Kuva 27. Venymät gapin puolen hitsin vieressä kokeessa ja koetta vastaavassa elementtimallissa.

5.2 Paarteen levynpaksuuden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen

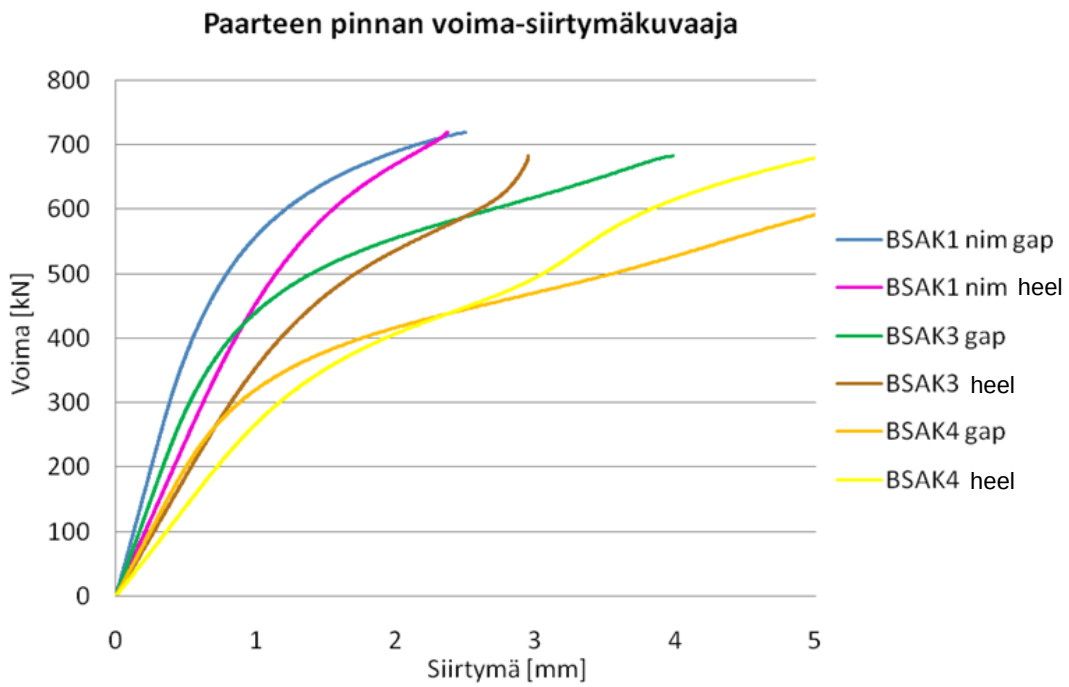
Taulukko 4. *Paarteen levynpaksuudeltaan eroavat mallit.*

Malli	Beta	Eksen-trisyys	Gap	Kulma	Paarteen laipan hoikkuus	Paarteen levynpak-suus	Gapin jäykkyyden parametri
	$\beta=b_i/b_0$	e	g	θ	$\gamma=b_0/2t_0$	t_0	g/t_0
		[mm]	[mm]	°		[mm]	
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8.75	8	3.75
BSAK3	0.571	-4.02	30	60	10	7	4.29
BSAK4	0.571	-4.02	30	60	11.67	6	5

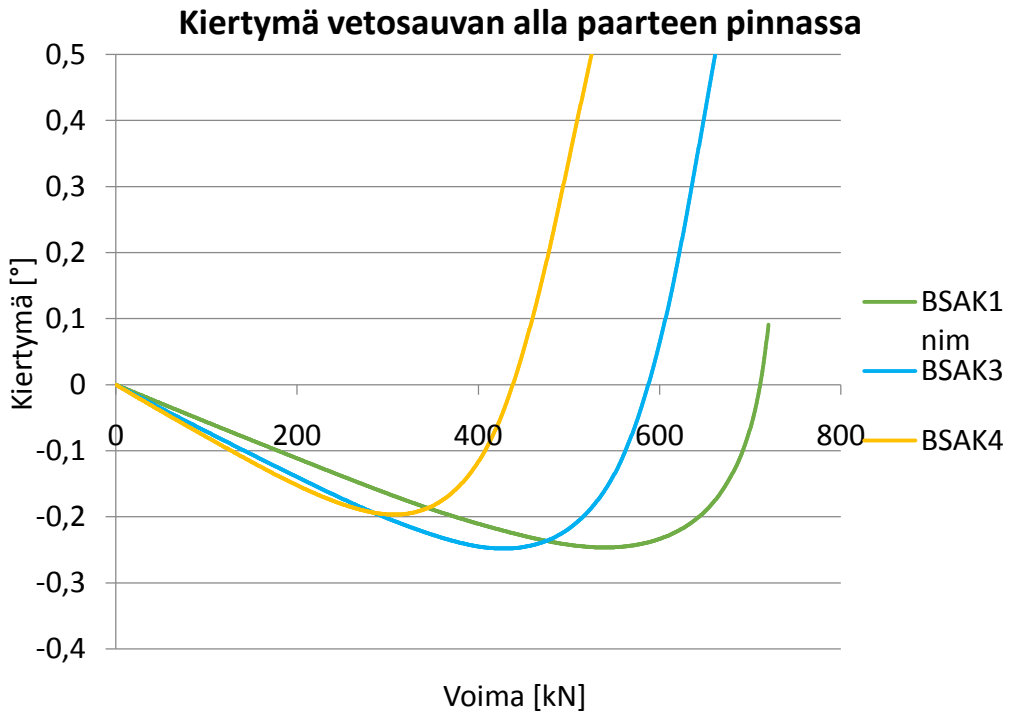
Paarteen levynpaksuuden ohentaminen näyttää lisäävän sekundäärisen momentin vaikutusta, kuten kuvasta 28 voi huomata. Paarteen seinämänpaksuudella on suuri merkitys paarteen pinnan muodonmuutokseen. Kuvasta 29 voi nähdä, että paarteen levynpaksuus vaikuttaa todella paljon paarteen pinnan siirtymiin. Paarteen ohuemman levynpaksuuden takia kuvassa 30 mallien BSAK3 ja BSAK4 suurin kiertymä saavutetaan alhaisemmalla voimatasolla kun BSAK1-mallissa. Kuvasta 31 voi nähdä, että levynpaksuutta alentamalla venymäero paarteen ja uumasauvan välillä pienenee. BSAK4-mallissa venymäarvot ovat lähes samat paarteessa ja uumasauvassa. Venymät tosin kasvavat paljon nopeammin ohuemmalla paarteen levynpaksuudella, koska paarteen pinnan suurten siirtymien takia liitoksessa tapahtuu suuria muodonmuutoksia.



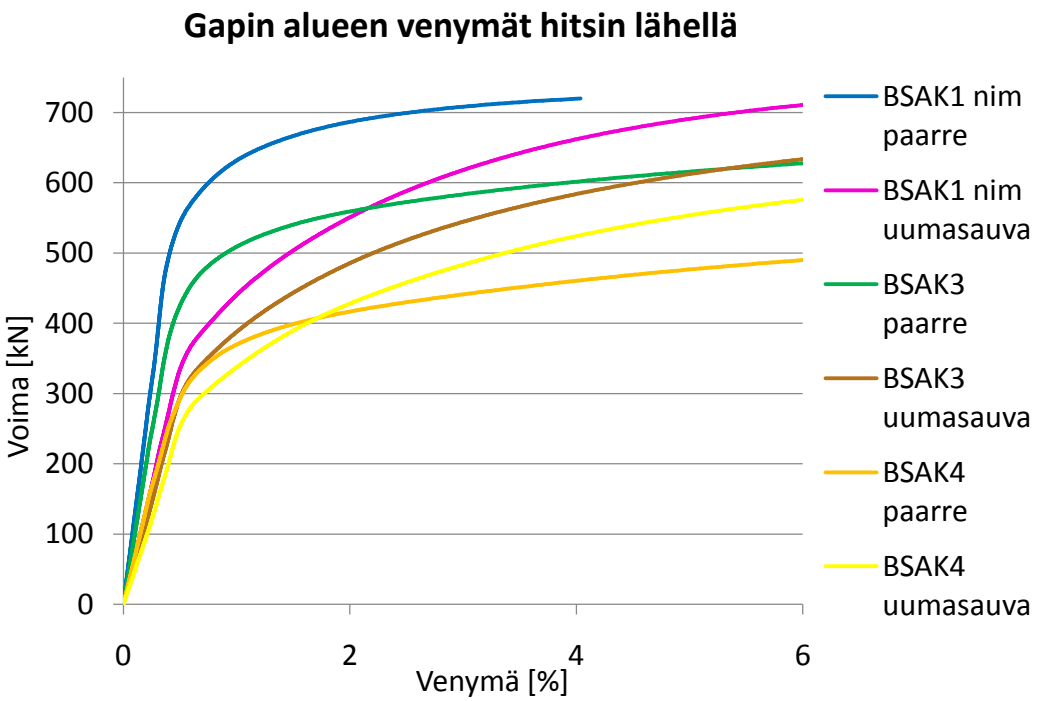
Kuva 28. Paarteen levynpaksuuden vaikutus uumasauvan sekundäärisen momentin syntyyn.



Kuva 29. Paarteen levynpaksuuden vaikutus paarteen pinnan siirtymiin.



Kuva 30. Paarteen levynpaksuuden vaikutus paarteen pinnan kiertymiin.



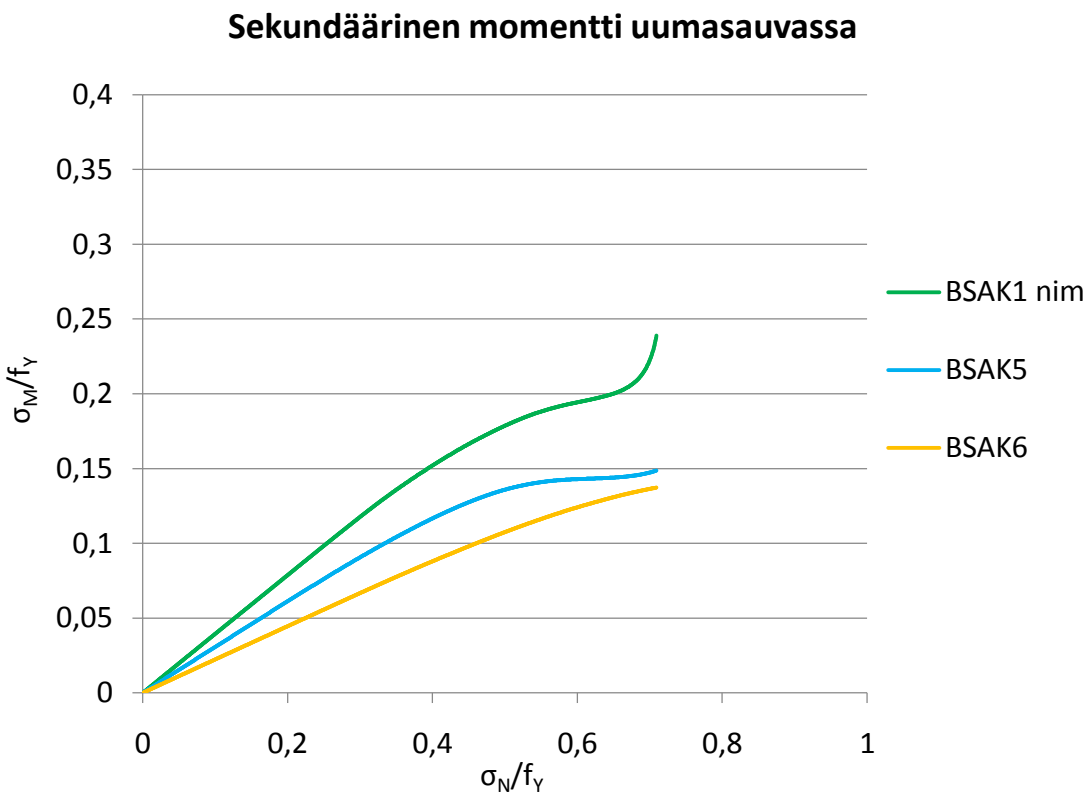
Kuva 31. Paarteen levynpaksuuden vaikutus venymiin gapin puolen hitsin vieressä.

5.3 Uumasauvan kulman vaikutus liitoksen käyttäytymiseen

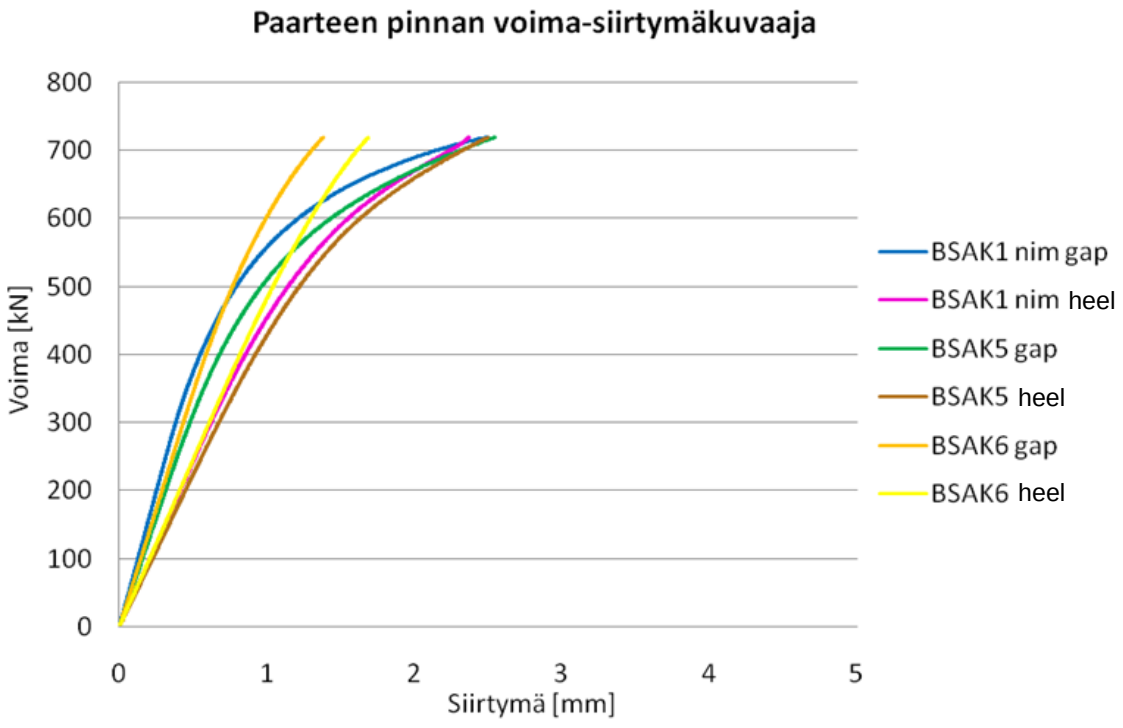
Taulukko 5. *Uumasauvan kulmaltaan eroavat mallit.*

Malli	Beta	Eksentrisyys	Gap	Kulma	Paarteen laipan hoikkuus
	$\beta=b_i/b_0$	e	g	θ	$\gamma=b_0/2t_0$
		[mm]	[mm]	°	
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8.75
BSAK5	0.571	-29.89	30	50	8.75
BSAK6	0.571	-45.20	30	40	8.75

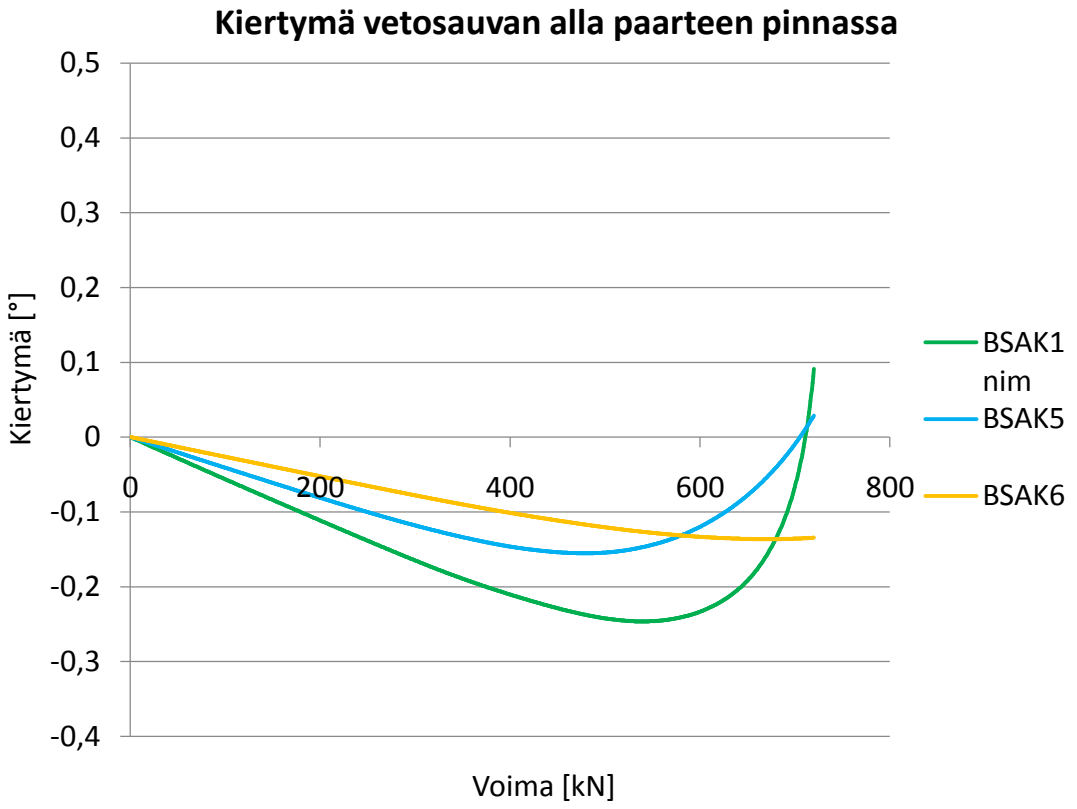
Kulman vaikutusta tutkittaessa eksentrisyys vaikuttaa myös tuloksiin. Kuvasta 32 nähdään, että liitoksiin BSAK5 ja BSAK6 ei synny niin suurta momenttia suurimman kiertymän aikana, kun BSAK1-liitoksessa. Kuvassa 33 BSAK6-mallin siirtymät ovat paljon pienempiä, kun BSAK5- ja BSAK1-malleissa. BSAK5-mallin siirtymät ovat lähes samat, kuin BSAK1-mallissa. BSAK6-malleissa siirtymät jäävät pienemmiksi kuin BSAK1-mallissa ja kuvasta 34 nähdään, että voiman kohdistuessa suuremmalle alalle paarteen pintaan kiertymää ei pääse syntymään yhtä paljon. Kiertymää estää BSAK5- ja BSAK6-malleissa voiman jakautuminen suuremmalle alueelle paarretta kuin BSAK1-mallissa. Veto kohdistuu myös enemmän paarteen pinnan suuntaisesti kuin BSAK1 mallissa. Kuvasta 35 nähdään, että venymien erot uumasauvan ja paarteen välillä ovat paljon suuremmat pienahitsatussa BSAK1-mallissa, kuin läpihitsatuissa BSAK5- ja BSAK6-malleissa. BSAK6 mallissa venymät jäävät pieniksi luultavasti siksi, koska liitokseen kohdistuvat jännitykset kohdistuvat suurelle alalle paarteen pintaa.



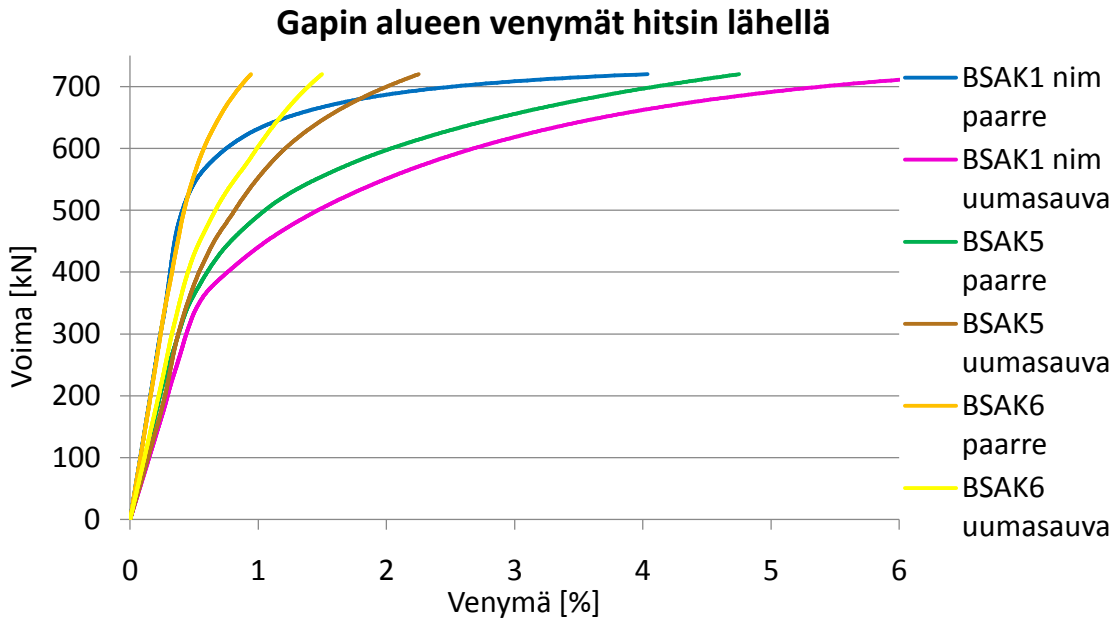
Kuva 32. Uumasauvan kulman vaikutus uumasauvan sekundäärisen momentin syntyyn.



Kuva 33. Uumasauvan kulman vaikutus paarteen pinnan siirtymiin.



Kuva 34. Uumasauvan kulman vaikutus paarteen pinnan kiertymiin.



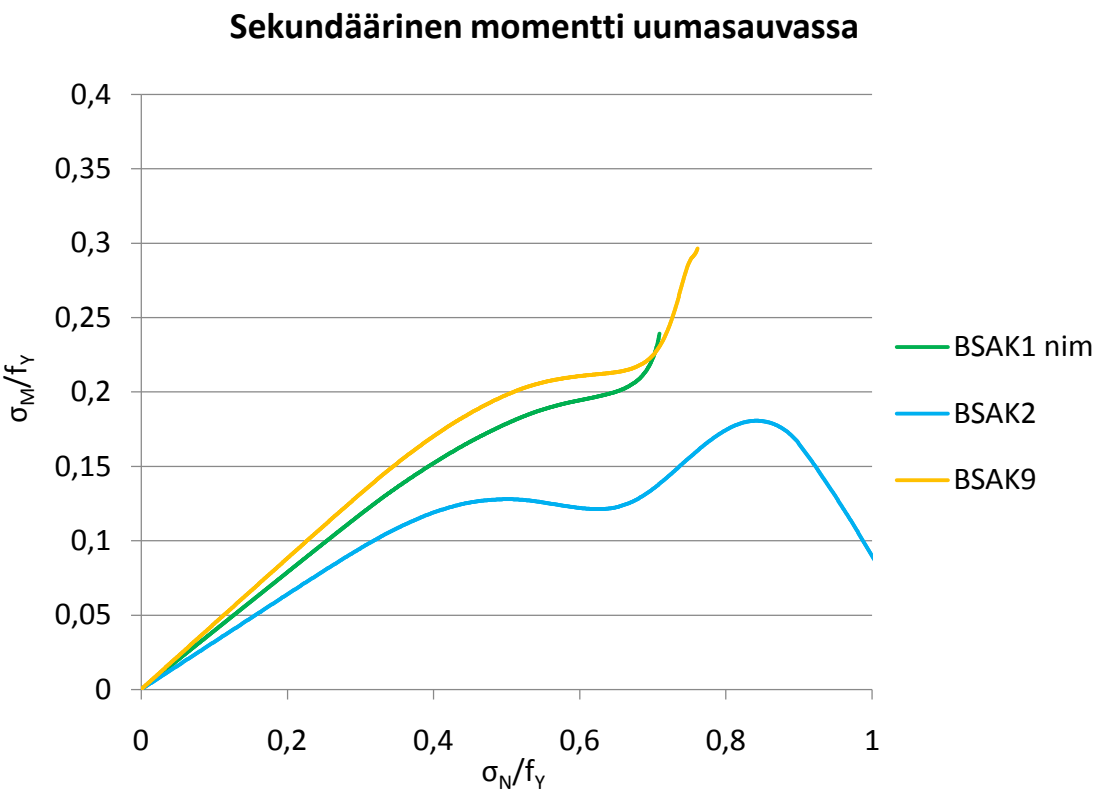
Kuva 35. Uumasauvan kulman vaikutus venymiin gapin puolen hitsin vieressä.

5.4 Uumasauvan leveyden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen

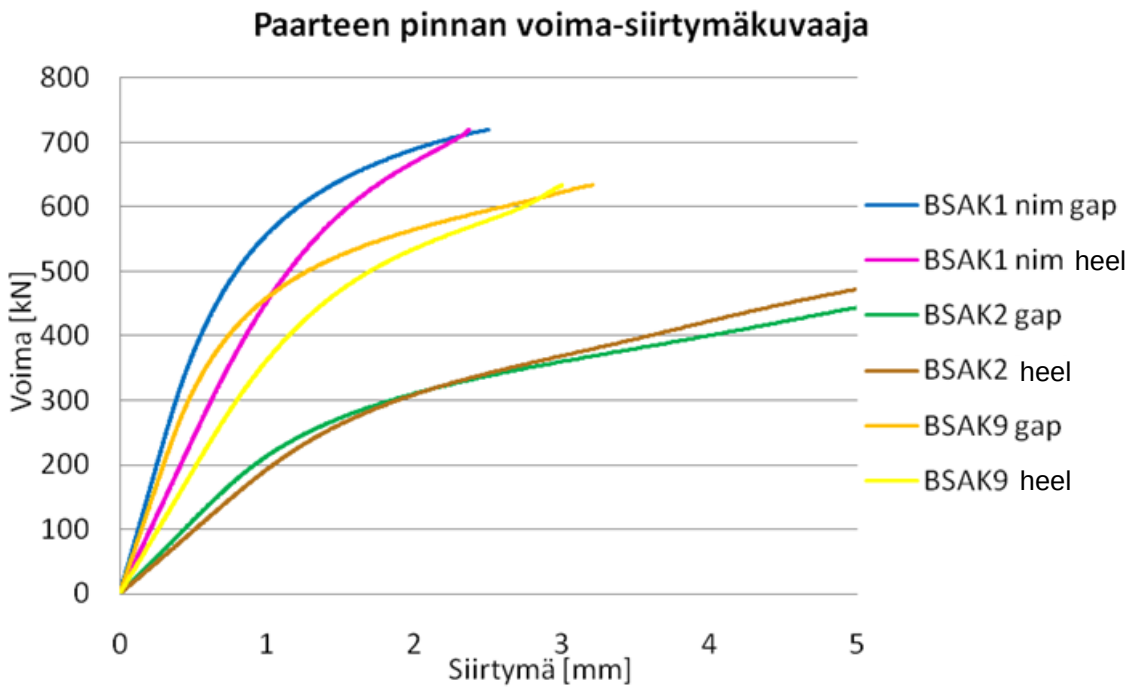
Taulukko 6. Uumasauvan leveydeltään eroavat mallit.

Malli	Beta	Eksentrisyys	Gap	Kulma	Paarteen laipan hoikkuus
	$\beta=b_i/b_0$	e	g	θ	$\gamma=b_0/2t_0$
		[mm]	[mm]	°	
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8.75
BSAK2	0.357	-3.71	65	60	8.75
BSAK9	0.500	-3.47	30	63	8.75

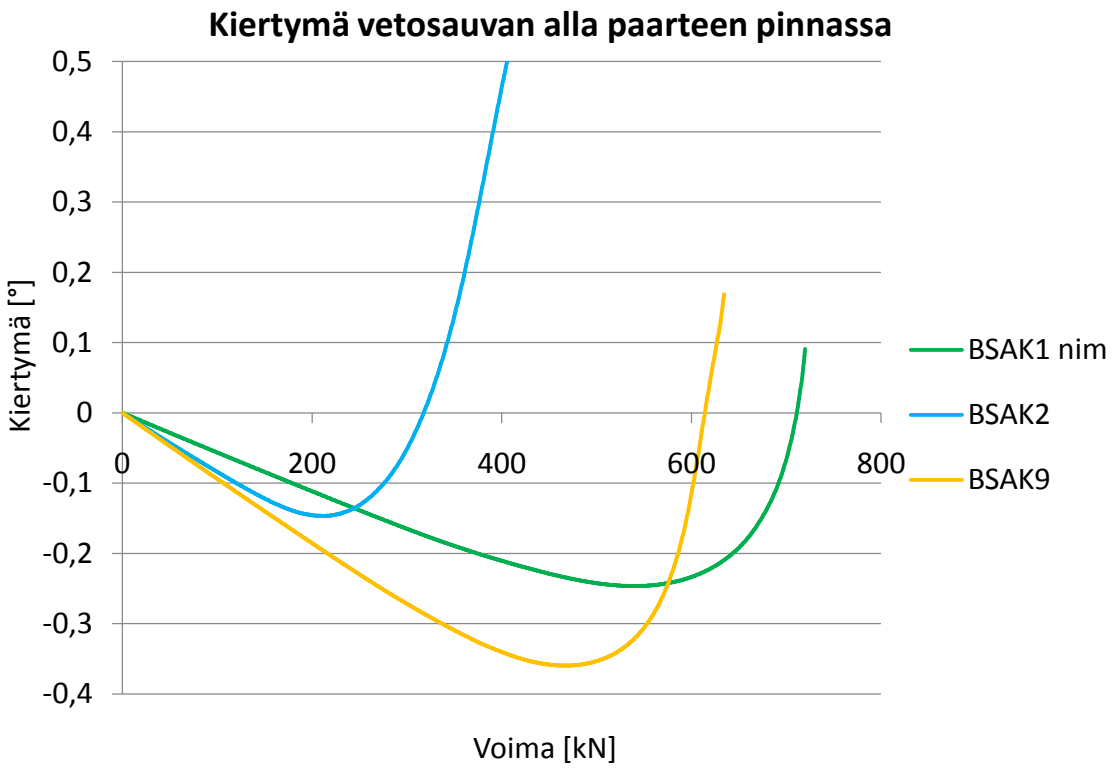
Vertaillessa BSAK1- ja BSAK9 malleja kuvasta 36 voi huomata, että sekundäärinen momentti kasvaa voimakkaammin uumasauvan ollessa kapeampi, jos gap säilyy samana. Toisaalta myös hieman suurempi kulma voi lisätä BSAK9-mallin sekundääristä momenttia. BSAK2-mallin uumasauva on kapeampi kuin BSAK1- ja BSAK9-mallien uumasauvat, siksi se ei pysty vastustamaan niin hyvin momentin vaikutusta. BSAK2-mallissa uumasauvojen leveys ja korkeus ovat vielä pienemmät, joten kuvassa 37 siirtymät kasvavat paarteessa vielä voimakkaammin kuin BSAK9:ssä. Gap on myös suurempi BSAK2-mallissa ja kuvasta 38 voi nähdä mallin saavuttavan suurimman kiertymän ennen kun vetokuormitus saavuttaa on 200 kN:in. Uumasauva on myös kapeampi, joten paarteen keskiosa joustaa enemmän. BSAK9:ssä kiertymä kasvaa samaan arvoon kuin BSAK1, mutta kapeammasta ja matalammasta uumasauvasta johtuen suurin kiertymä saavutetaan BSAK1-mallia alhaisemmalla voimatasolla. BSAK9:ssä uumasauvojen leveys ja korkeus ovat pienempiä joten pienemmälle pinta-alalle kohdistuvan voiman takia kuvan 39 venymät kasvavat paarteessa suuremmiksi, verrattuna BSAK1-malliin. BSAK2 paarteen ja uuman venymät alkavat kasvaa suuremmiksi, koska suuren kiertymän takia hitsiin lähelle kohdistuu suuri jännitys, joka synnyttää suuren venymän.



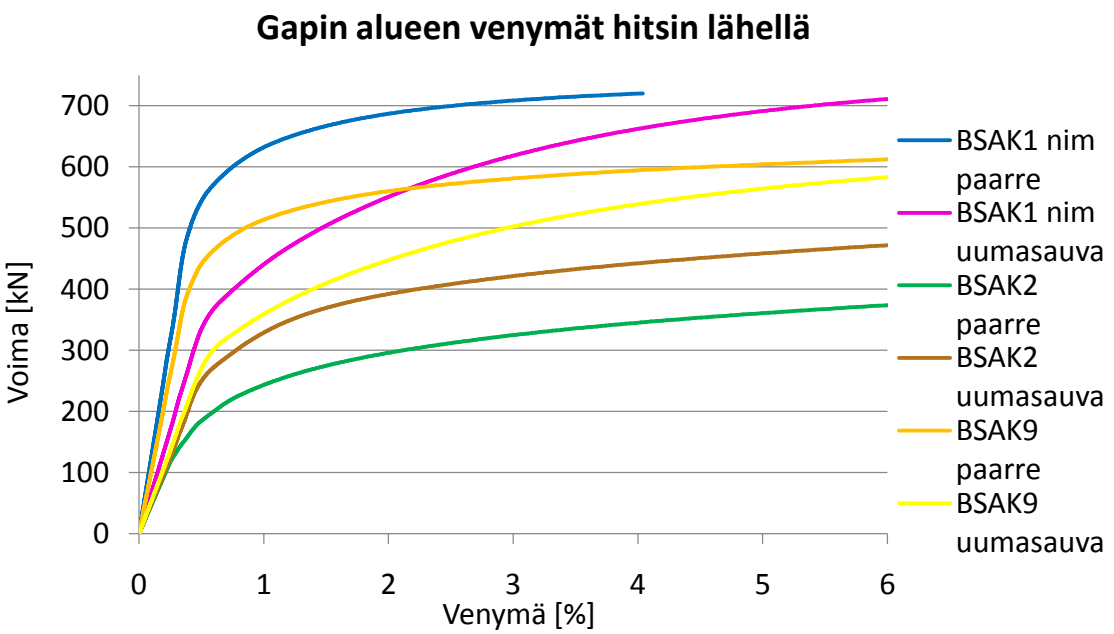
Kuva 36. Uumasauvan leveyden vaikutus uumasauvan sekundäärisen momentin syntyyn.



Kuva 37. Uumasauvan leveyden vaikutus paarteen pinnan siirtymiin.



Kuva 38. Uumasauvan leveyden vaikutus paarteen pinnan kiertymiin.



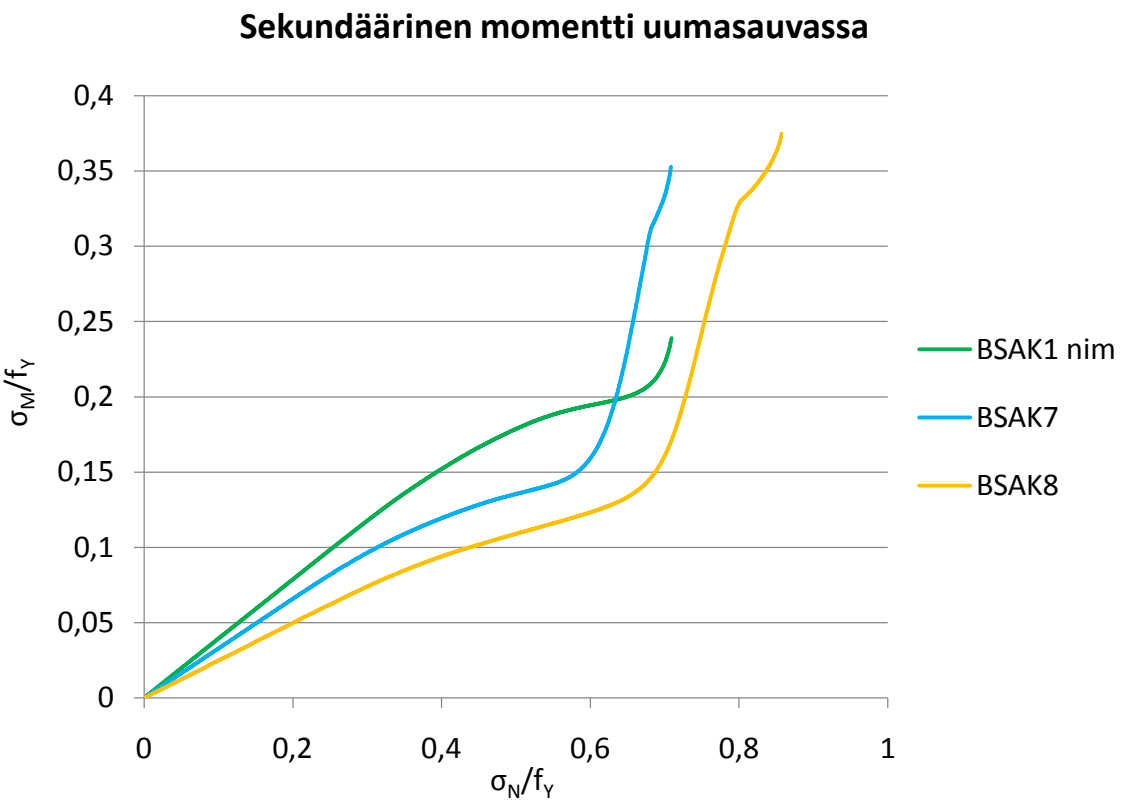
Kuva 39. Uumasauvan leveyden vaikutus venymiin gapin puolen hitsin vieressä.

5.5 Gapin vaikutus liitoksen käyttäytymiseen

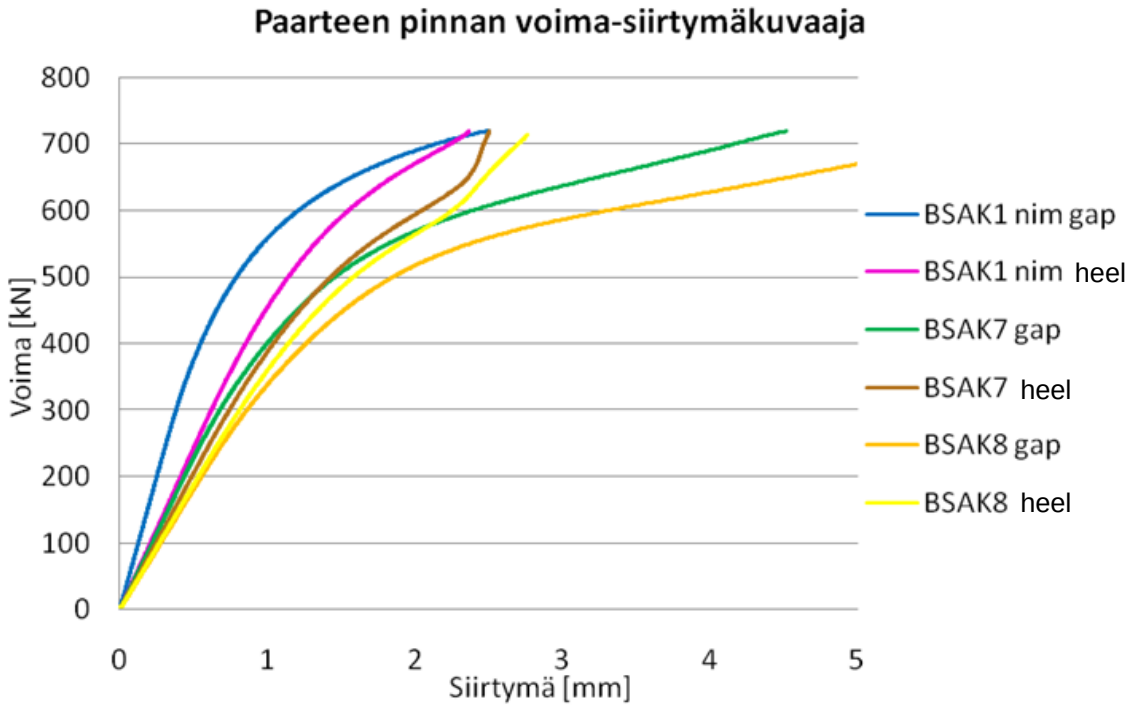
Taulukko 7. *Gapin koossa eroavat mallit.*

Malli	Beta	Eksentrisyys	Gap	Kulma	Seinämänpaksuus
	$\beta=b_i/b_0$	e	g	θ	t
		[mm]	[mm]	°	[mm]
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8
BSAK7	0.571	21.96	60	60	8
BSAK8	0.571	47.94	90	60	8

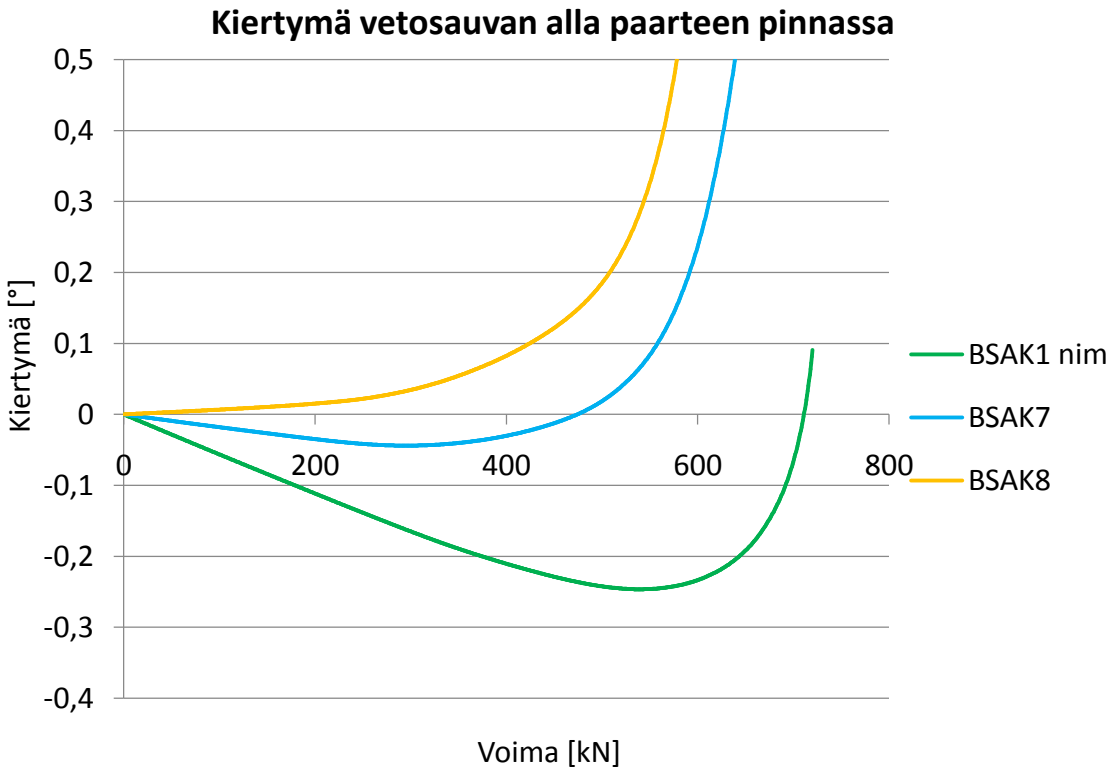
Kuvasta 40 voi nähdä sekundäärisen momentin vaikutuksen kasvavan, kun gapia pienennetään. BSAK8-mallissa gap on suurempi kuin muissa malleissa (90 mm), siksi siirtymät kasvavat nopeammin verrattuna malleihin, joissa muut geometriat ovat samat. BSAK7 käyttäytyy lähes samalla tavalla, mutta kuvasta 41 voi nähdä, että siirtymät eivät kasva niin nopeasti, koska gap on pienempi. Kuvaajasta 42 voi huomata, että gapia kasvattamalla kiertymä alkaa pienentyä ja kääntää suuntaa isolla gapilla. BSAK1 mallissa kiertymä tapahtuu heelin puoli edellä. BSAK7-mallissa kiertymää ei synny lähes yhtään ja paarteen pinta nousee tasaisesti ylös. Vedon ollessa yli 400 kN, alkaa paarteen pinta kiertyä gapin puoli edellä. BSAK8-mallissa taas gapin puoli alkaa nousta heelin puolta nopeammin, koska gapin alueen jäykkyys ei rajoita gapin puolen siirtymiä. Tässä mallissa gap ja eksentrisyys on ovat suurimpia. Hitsin lähistöllä venymät näyttävät kuvan 43 mukaan lähes samoilta uumasauvassa ja paarteessa, kun gapia suurentaa.



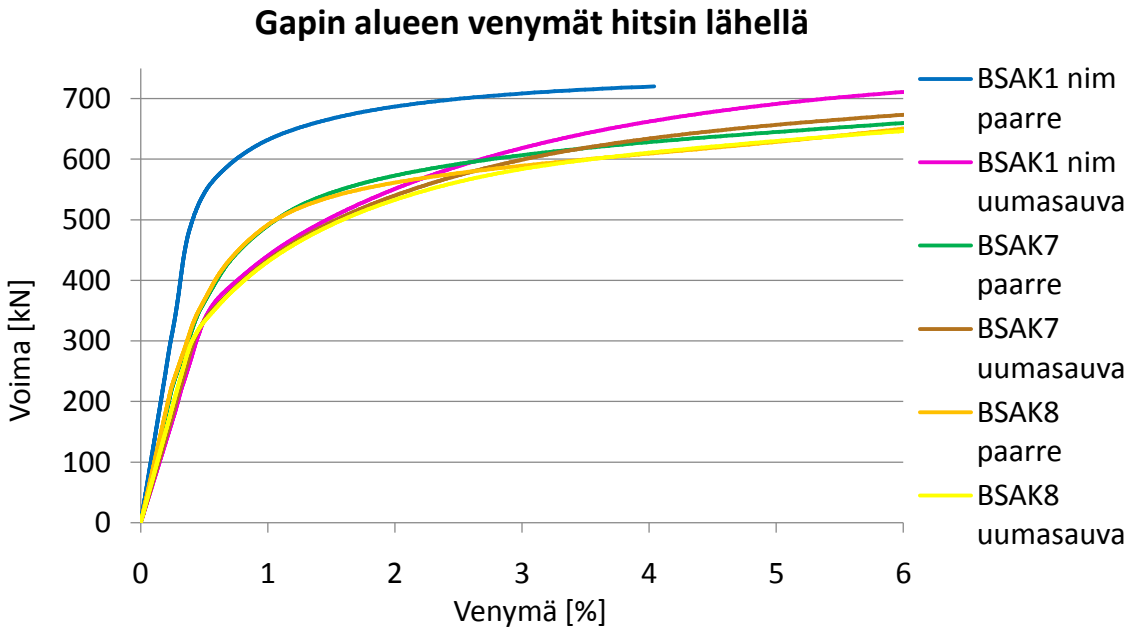
Kuva 40. Gapin koon vaikutus uumasauvan sekundäärisen momentin syntyyn.



Kuva 41. Gapin koon vaikutus paarteen pinnan siirtymiin.



Kuva 42. Gapin koon vaikutus paarteen pinnan kiertymiin.



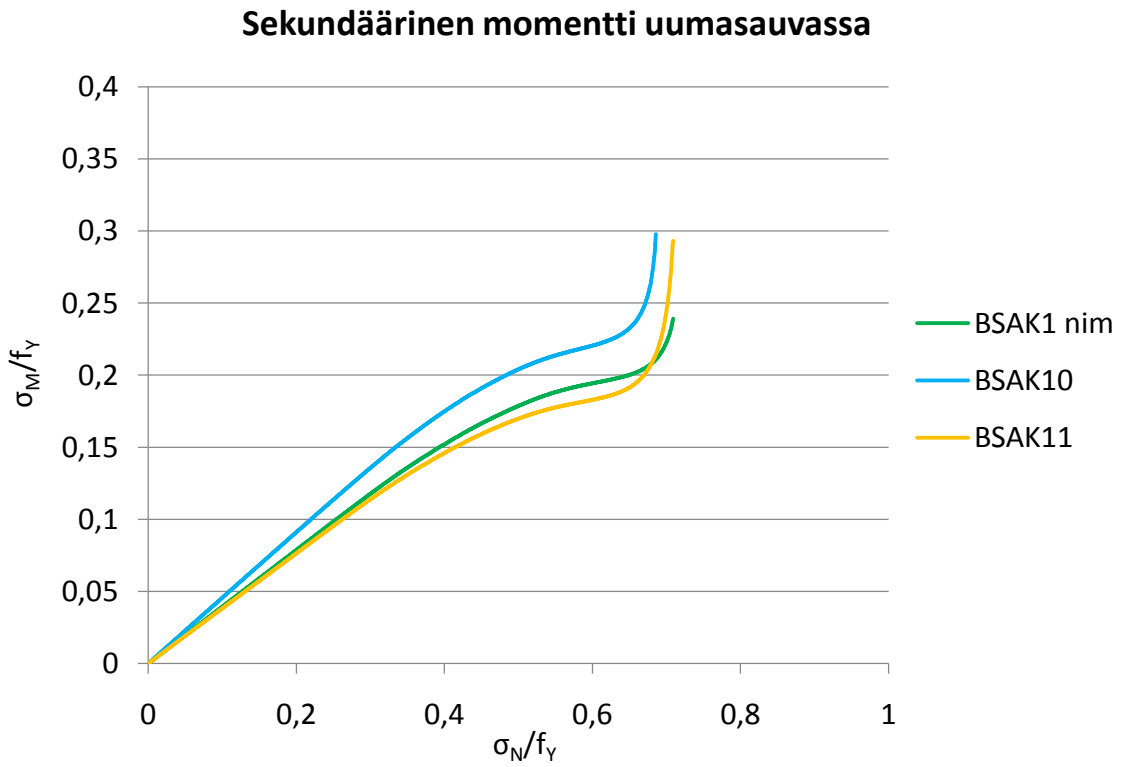
Kuva 43. Gapin koon vaikutus venymiin gapin puolen hitsin vieressä.

5.6 Eksentrisyyden vaikutus liitoksen käyttäytymiseen

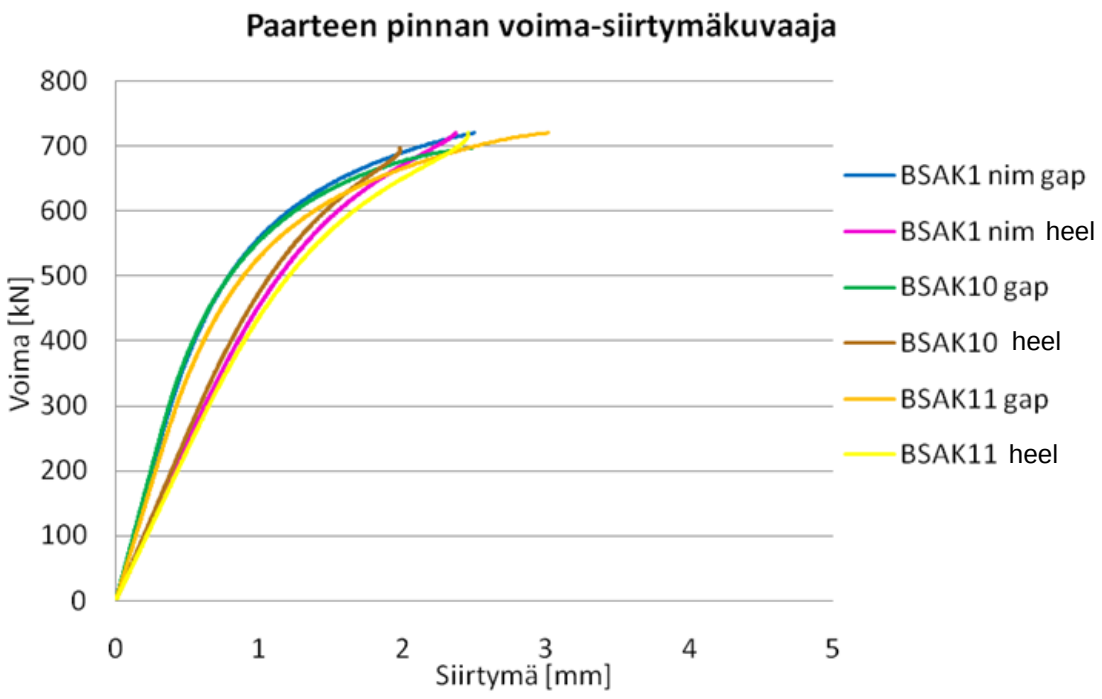
Taulukko 8. *Eksentrisyydeltään eroavat mallit.*

Malli	Beta	Eksentrisyys	Gap	Kulma	Paarteen laipan hoikkuus
	$\beta=b_i/b_0$	e	g	θ	$\gamma=b_0/2t_0$
		[mm]	[mm]	°	
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8.75
BSAK10	0.571	35.98	30	60	8.75
BSAK11	0.571	0.00	34.64	60	8.75

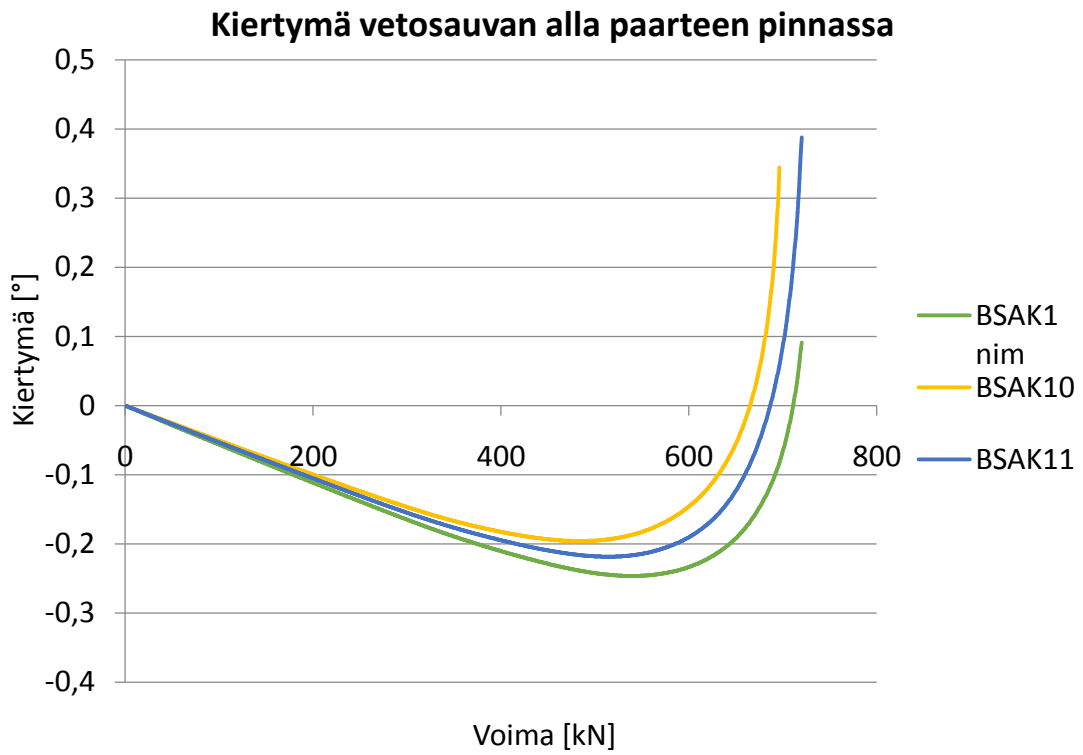
Mallien BSAK1 ja BSAK11 eksentrisyyden ero on noin 40 mm, mutta silti sekundäärisessä momentissa ei näytä kuvan 44 mukaan olevan merkittävää eroa. Paarteen mallintaminen matalammaksi BSAK10 liitoksessa näyttää kasvattavan sekundäärisen momentin vaikutusta. Mallissa BSAK11 ei ole eksentrisyyttä, mutta silti uumasauvoihin kohdistuu sekundäärinen momentti. Kuvasta 45, 46 ja 47 voi nähdä, että myös siirtymissä, kiertymissä, sekä venymissä ei ole merkittävää eroa.



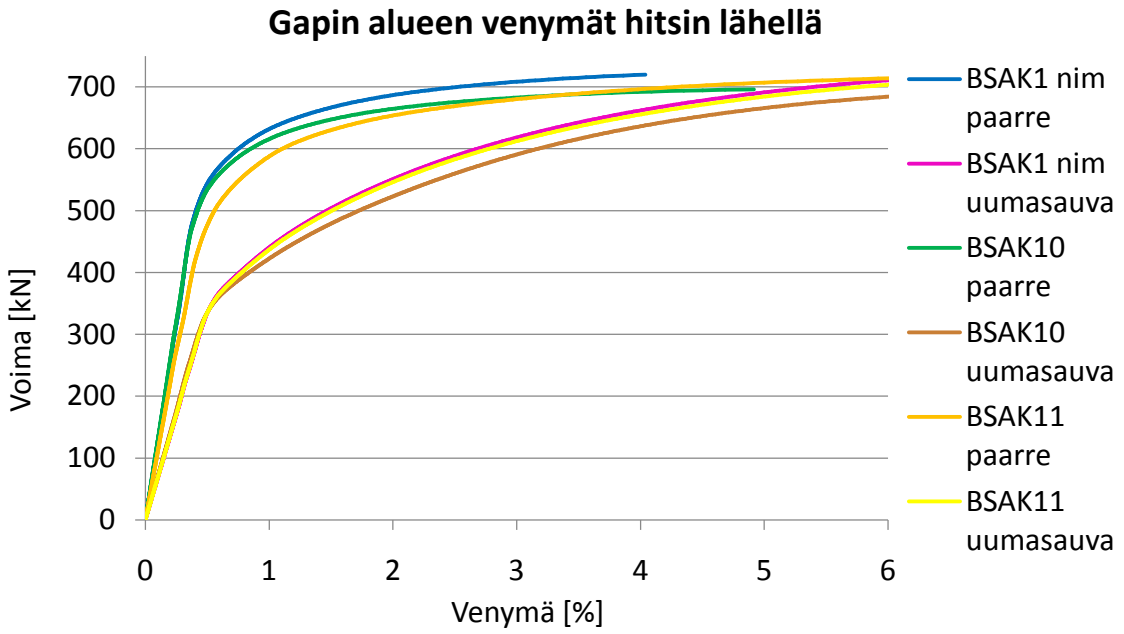
Kuva 44. Eksentrisyyden vaikutus uumasauvan sekundäärisen momentin syntyyn.



Kuva 45. Eksentrisyyden vaikutus paarteen pinnan siirtymiin.



Kuva 46. Eksentrisyyden vaikutus paarteen pinnan kiertymiin.



Kuva 47. Eksentrisyyden vaikutus venymiin gapin puolen hitsin vieressä.

5.7 Liitosparametrien vaikutus liitoksen kuormitukseen

Sekundäärisen momentin suurin arvo näyttää syntyvän, kun gapin ja betan arvot ovat pieniä. Suurin kokeessa saavutettu momenttikuormitus on noin 25 % uumasauvan myötörajasta. Taulukossa 9 on vertailtu elementtimallien kuormituksia ja kuormituskykyä toisiinsa. Kiertymä paarteen pinnassa tapahtuu heelin puoli edellä, mutta gapia kasvattamalla 60 mm:stä 90 mm:iin kiertymä alkaa syntyä gapin puoli edellä. Kaikilla malleilla elementtianalyysi ennustaa suurimpia venymiä uumasauvan ja hitsin rajaviivalla, paitsi BSAK3 ja BSAK4 malleissa ohuempi paarre saa aikaan paarteeseen suurempia venymiä suuremmilla kuormitustasoilla. Myös BSAK2 ja BSAK5 mallissa paarteen venymät kasvavat suuremmiksi kuin uumasauvan venymät. BSAK7 ja BSK8 liitoksissa venymät näyttävät olevan samat uumasauvassa ja paarteessa. Suurempi gap näyttää tasoittavan hitsin alueen venymiä. Levynpaksuutta alentamalla hitsin alueen venymäero uumasauvassa ja paarteessa välissä alkaa tasoittua.

Eurocode 3:n liitoksille lasketut suurimmat kuormitusarvot eri vauriomuotojen mukaan on esitetty liitteessä 2. Vauriomuodoksi on ennustettu kaikissa liitoksissa joko paarteen pinnan tai uumasauvan myötäminen. Elementtimenetelmällä laskettujen liitosten kestävyyttä on arvioitu 1 %:in paarteen pystysiirtymästä ja 5 %:in venymästä hitsin läheltä. Eurocode 3:lla saatu liitosten kuormituskyky on huomattavasti elementtimenetelmällä

laskettua kestävyyttä suurempi. Eurocode 3:lla lasketuissa kuormitusarvoissa ei käytetty 0,8 materiaalille asetettua vähennyskerrointa ja 0,9 varmuuskerointa kuormituskyvylle. Venymien arvot BSAK1 mallissa ja laboratoriokokeessa vastasivat hyvin toisiaan, mutta laboratoriokokeita tehtiin vain yksi, joten tulosten epätarkkuutta ei pysty kunnolla arvioimaan. Gapin pienentäminen ja uumasauvan kulman kasvattaminen paarteeseen nähden näyttää lisäävän eniten sekundäärisen momentin vaikutusta, kun vertaillaan malleja 40 % vetokuormituksella. Kulmaa muuttaessa myös epäkeskisyyden muuttuu joten sillä on myös suuri vaikutus liitoksen käyttäytymiseen. 40 % vetokuormitus on kohta, johon saakka kaikkien liitosten sekundäärisen momentin kasvu on lineaarista, jolloin liitoksia momentin vaikutusta pystyy vertaamaan toisiinsa. Eri liitosparametrit vaikuttavat uumasauvan ylimääräiseen momenttiin seuraavasti:

- Gapin pienentäminen 60 mm:stä 30 mm:iin lisää sekundäärisen momentin vaikutusta noin 30 %.
- Kulman kasvattaminen 40 asteesta 60 asteeseen ja eksentrisyyden pienentäminen -4 mm:stä -45 mm:iin lisää osuutta noin 42 %.
- Levynpaksuuden ohentaminen 8 mm:stä 6 mm:iin lisää momentin osuutta noin 19 %
- Eksentrisyyden kasvattaminen -4 mm:stä 35 mm kasvattaa osuutta noin 13 %.
- Betan pienentäminen 0.57:stä 0.5:een gapin ollessa 30 mm lisääntyy sekundärinen momentti noin 11 %, malleissa uumasauvojen kulmissa paarteeseen nähden on 3 asteen ero, joka kasvattaa eroa. Gapin ollessa suurempi (65 mm ja 60 mm), ei liitoksilla BSAK2 ja BSAK7 ole eroa.

Taulukko9. *Liitosten kuormituskyvyn arviointi. PP=paarteen pinnan murtuminen ja UV=uumasauvan vetolujuus. *5 %:in venymää ei saavutettu elementtianalyysissä annetulla 720 kN kuormituksella.*

Malli	Beta	Eksentri-syys	Gap	Kulma	Paarteen laipan hoikkuus	Suurimman kuormituskyvyn arviointi			Uumasau-van vetokuor-mitus	Uumasau-van vetojän-nitys	Sekundäärisen momentin lisäjännitys	Vetojännityk-sen ja momentin yhteisvaikutus	Momentin lisäjännitys 40 % vetojännityksellä
	$ß=b_j/b_0$	e	g	θ	$γ=b_0/2t_0$	FEM 5% venymä	EC3 (ilman varmuusker toimia)	FEM 5% venymä/ EC3	FEM 1%b_0	N/f_y @ 1%b_0	M_s/f_y @ 1%b_0	$N/f_y + M_s/f_y$ @ 1%b_0	M_s/f_y @ 0.4N/f_y
		[mm]	[mm]	°		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[%]	[%]	[%]	[%]
BSAK1	0.571	-4.02	30	60	8.75	692	778 PP	88.9	569	56.03	19.0	75.01	15.2
BSAK2	0.357	-3.71	65	60	8.75	361	486 PP,UV	74.3	252	45.2	12.6	57.79	11.9
BSAK3	0.571	-4.02	30	60	10	613	637 PP	96.2	449	45.18	18.6	63.78	17.6
BSAK4	0.571	-4.02	30	60	11.67	477	505 PP	94.5	338	33.26	17.3	50.55	18.7
BSAK5	0.571	-29.89	30	50	8.75	720*	822 UV	87.6	549	44.25	14.0	58.28	11.7
BSAK6	0.571	-45.20	30	40	8.75	720*	822 UV	87.6	636	62.62	12.8	75.4	8.8
BSAK7	0.571	21.96	60	60	8.75	645	778 PP	82.9	490	48.23	13.3	61.55	11.9
BSAK8	0.571	47.94	90	60	8.75	629	778 PP	80.8	428	42.06	11.1	53.15	10.7
BSAK9	0.500	-3.47	30	63	8.75	564	662 PP	85.2	454	54.43	20.6	75	17
BSAK10	0.571	35.98	30	60	8.75	665	778 PP	85.5	586	57.73	21.8	79.48	17.5
BSAK11	0.571	0.00	34.64	60	8.75	684	778 PP	87.9	548	53.97	17.6	71.6	14.6

Sekä kokeen että elementtimallin suurin kuormituskyky jää Eurocode 3:n alapuolelle. Gapin ollessa pienimmillään vastaavat Eurocode 3:n ja elementtimallien arvioidut suurimmat kuormituskapasiteetit toisiaan elementtimallin jäädessä enimmillään 15 % Euroconde 3:n arvosta. Gapin ollessa suurimmillaan ja betan pienimmillään elementtimallin tulos jää jo 25 % Eurocode 3:n arvosta.

6 JOHTOPÄÄTÖKSET

Laboratoriokokeiden ja laboratoriokoetta vastaavan elementtimallin tulokset vastaavat hyvin toisiaan. Elementtimallia on verrattu vain yhden laboratoriokokeen tuloksiin. Elementtimalli käyttäytyy samalla tavalla kuin kokeen malli, mutta elementtimallien toimivuus olisi ollut hyvä varmistaa toisesta elementtimallista tehdyllä laboratoriokokeella.
Kokeen liitoksessa sekundäärisen momentin osuus nousee suurimmillaan 25 %:iin myötörajasta ja elementtimenetelmällä tehty analyysi ennustaa huomattavasti suurempaa momentin osuutta. Todellisuudessa rakenne kuitenkin rikkoutuisi jo pienemmällä kuormituksella.
Tuloksista voidaan päätellä, että:

- Eurocode 3:n ja elementtianalyysin suurimman kuormituskapasiteetin arvio eroaa toisiaan vähiten, kun gap on pienimmillään ja eniten kun gap on suuri ja beta pieni.
- Sekundäärisen momentin vaikutus lisääntyy eniten gapia pienentämällä.
- Levynpaksuudella, eksentrisyydellä ja betalla näyttää olevan myös vaikutusta sekundäärisen momentin syntymiseen.
- Betan pienentäminen näyttää kasvattavan sekundääristä momenttia vain silloin, kun gap on myös pieni.
- Siirtymät paarteen pinnan tasoa vastaan heelin puolella nousevat aluksi gapin puolta enemmän, mutta kiertymän suunta vaihtuu gapin ollessa 60 mm:in ja 90 mm:in välissä.
- Suurimmat venymät syntyvät uumasauvan ja hitsin rajaviivalle, venymäerot tasoittuvat gapin ollessa suuri ja betaa pienennettäessä paarteen pinnan venymät kasvavat suuremmiksi.

Työssä jokaiselle tutkittavalle geometrian variaatiota voidaan verrata vain kolmen mallin kesken, joten tuloksista voi päätellä vain eri geometrioiden muutoksen vaikutusta momentin syntyyn liitoksessa. Lisää tutkimuksia tulisi tehdä, jotta saataisiin selville ne geometriat, joita ei tulisi käyttää. Suurlujuusterästen liitoskohtien hitsejä olisi myös hyvä tutkia, jotta voitaisiin luotettavasti arvioida niiden muodonmuutoskykyä. Tässä työssä hitsien tarkastelu oli tehty määrittämällä venymiä hitsien läheltä uumasauvasta ja paarteesta. Kokeen perusteella uumasauvan ja hitsin rajaviiva oli kriittinen kohta liitoksessa, josta esimerkiksi murtumismekaniikalla voisi arvioida kestävyyteen ja määrittää sallittu venymäarvo kriittisessä kohdassa liitosta. Silloin olisi mahdollisuus käyttää elementtimenetelmää luotettavammin liitoksen äärikestävyyden arvioimisessa.

LÄHDELUETTELO

Abaqus 6.13 Documentation. Dassault Systèmes, 2013. [verkkodokumentti]. Julkaistu [Viitattu 5.5.2014]. Saatavissa: http://50.16.176.52/v6.13/

Barth, K. E., White, D. W., Bobb, B. M. 1999. Negative bending resistance of HPS70W girders. Journal of Constructional Steel Research 53:1. s. 1-31.

Bjorhovde, R. 2003. Development and use of high performance steel. Teoksessa: Journal of Constructional Steel Research 60:3-5.s. 393-400.

Björk, T., Toivonen, J., Nykänen, T. 2010. Capacity of fillet welded joints made of ultra high strength steel. IIW Document XV-1356-10. IIW.

Coelho, G. A., Bijlaard, F. 2006. Experimental behavior of high strength steel end-plate connections. Journal of Constructional Steel Reasearch 63. s. 1228-1240.

Coelho, G. A., Bijlaard, F. 2010. Behaviour of high strength steel moment joints. Journal of Constructional Steel Research 66, 1261-1277

Cook, R. D. 1995. Finite Element Modelling for Stress Analysis. 1st edition. Yhdysvallat: John Wiley & Sons, Inc. 336 s.

Díaz, J. J., Serrano López, M. A., López-Colina Pérez, C., Álvarez Rabanal, F. P. 2012. Effect of the vent hole geometry and welding on static strength of galvanized RHS K-joint by FEM and DOE. Engineering Structures 41. s. 218-233.

Ellobody, E., Feng, R., Young, B., 2013. Finite element analysis of metal structures. Elsevier. Feng, R., Young, B. Experimental investigation of cold-formed stainless steel tubular joints. Thin-Walled Structures 46 s. 1129-1142.

Fleischer, O., Puthli, R. 2009. Extending existing rules in EN 1993-1-8 (2005) for gapped RHS K-joint for maximum chord slenderness (b_0/t_0) of 35 to 50 and gap size g to as low as $4t_0$. Shen, C., Zhao et al. (toim.), 2009. Tubular Structures XII. London: Taylor & Francis Group S. 293-300.

Gardner, L., Chan, T. M. 2006. Cross-section classification of elliptical hollow sections. Packer & Willibald et al. (toim.), 2006. Tubular Structures XI, London: Taylor & Francis Group. s. 171-177. ISBN: 0-415-40280-8

Jordão, S., da Silva, L. S., Simões, R. 2014. Design formulation analysis for high strength steel welded beam-to-column joints. Engineering Structures 70 (2014) s. 63-81.

Kaiser, H. J. 2001. Modern high-strength steels with minimum yield strength up to 690 MPa and high component safety. 11 th International Offshore and Polar Engineering Conference 2001.

Khurshid, M., Barsoum, Z., Mumtaz, N. A. 2012. Ultimate strength and failure modes for fillet welds in high strength steels. Materials and Design 40. s. 36-42.

Laham, S., Burdekin, F. M. 1993. Experimental and numerical determination of stress concentration factor of fillet welded RHS K-joints with gap. Coutie, M. G., Davies, G., (toim.), Tubular Structures V. Nottingham, UK. s. 640–651.

Lee, H.E., Joo, H.S., Choi, B.H., Moon, J.H. 2011. Evaluation of flexural ductility of negative moment region of I-girder with high strength steel. Procedia Engineering 14. 272-279.

Lindgren, R. 2014. Dassault systemes. [yksityinen sähköpostiviesti]. Vastaanottajat: Tuomas Lähde, Niko Tuominen. Lähetetty 16.10.2014 klo 15.04 (GMT +0200).

Lu, L. H., Winkel, G. D. de, Yu, Y., Wardenier, J. 1994. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. Grundy et al. (toim.),Tubular Structures XII. Balkema, Rotterdam. s. 341-347. ISBN: 90-5410-520-8

Mac Donald, B. 2011.Practical Stress Analysis with Finite Elements.Second Edition. Dublin: Glasnevin Publishing. s. 388.

Marshal, P. W. 1992. Design of Welded Tubular Connections: Basis and use of AWS Code Provision. Amsterdam: Elsevier, 1992.

Može, P., Beg, D., Lopatič, J. 2006 a. Ductility and strength of bolted connections made of high strength steel. Dubina & Ungureanu et al. (toim.), 2006. Steel – a New and Traditional Material for building. London: Taylor & Francis Group. s. 323-330.

Može, P., Beg, D., Lopatič, J. 2006 b. Net cross-section design resistance and local ductility of elements made of high strength steel. Journal of Constructional Steel Research 63. s. 1431-1441.

Möller, M. 1995. On inelastic local flange buckling. Doctoral Thesis D1995:175D. Sweden: Lulea University of Technology.

Niemi, E. J. 1993. Behaviour of rectangular hollow section trusses with stocky members. Teoksessa: Coutie M. G., Davies, G., (toim.), 1993. Tubular Structures V. Nottingham: CRC Press. s. 560–569.

Ongelin, P. & Valtonen, I. 2012. Rakenneputket EN 1993-käsikirja [verkkodokumentti]. Julkaistu 2012. [viitattu 7.4.2014] Saatavissa: https://software.ruukki.com/Ruukki-Rakenneputket-Kasikirja-2012_PDF-versio.pdf

Packer, J., Kurobane, Y., Wardenier, J., Yeomans, N. 2009. Design Guide for Rectangular Hollow Sections (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading. 2nd edition [verkkodokumentti]. Julkaistu 2.3.2010. [Viitattu 5.5.2014] Saatavissa: http://www.cidect.org/en/Publications/design_guide_3_2nd_edt.php

Ricles, J. M. et al. 1998. High strength steel: implications of material and geometric characteristics on inelastic flexural behavior. Engineering Structures Vol. 20. s. 323-335.

Saidani, M. 1993. Secondary moments in RHS lattice girders. Coutie M.G.& Davies, G. (toim.), 1993. Tubular Structures V. Nottingham: CRC Press. s. 551–559. 978-0-419-18770-7

Saidani, M. 1998. The effect of joint eccentricity on the distribution of forces in RHS lattice girders. Journal of Constructional Steel Research 47 (1998). s. 211-221.

Sarada, S., Fleischer, O., Puthli, R. 2002. Initial study on the static strength of thin-walled rectangular hollow section (RHS) K-joints with gap. 12 th International Offshore and Polar Engineering Conference 2002.

Sedlacek, G., Müller, C. 2001. High strength steels in steel construction. Niobium: Science & Technology, International Symposium Niobium. TMS: The Minerals, Metal & Material Society, Orlando, 2001

SFS-EN 1993-1-5. 2006. EUROCODE 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-5: Levyrakenteet. Helsinki: Suomen Standarditoimistoliitto SFS.

SFS-EN 1993-1-8. 2005. EUROCODE 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-8: Liitosten mitoitus. Helsinki: Suomen Standarditoimistoliitto SFS.

SFS-EN 1993-1-12 + AC. 2007. EUROCODE 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-12: EN 1993 laajennus teräslajeihin S700 asti. Helsinki: Suomen Standarditoimistoliitto SFS.

Shia., Gang, Zhoua, W., Baib, Y., Lina, C. 2014. Local Bucling of 460 MPa high strength steel welded section stub columns under axial compression. Teoksessa: Journal of Constructional Steel Research 100. s. 60-70.

Wang, Xuemin 2011. The microstructure and properties of high performance steels with low yield-to-tensile ratio. Journal of Alloys and Compounds 5775. s. 678-683.

Wardenier, J., Dutta, D., Yeomans, N., Packer, J.A., Bucak, Ö. 1998. Design Guide for Structural Hollow Sections in Mechanical Applications. [verkkodokumentti]. Julkaistu 31.12.1998. [viitattu 8.4.2014] Saatavissa: http://www.cidect.org/en/Publications/design_guide6.php

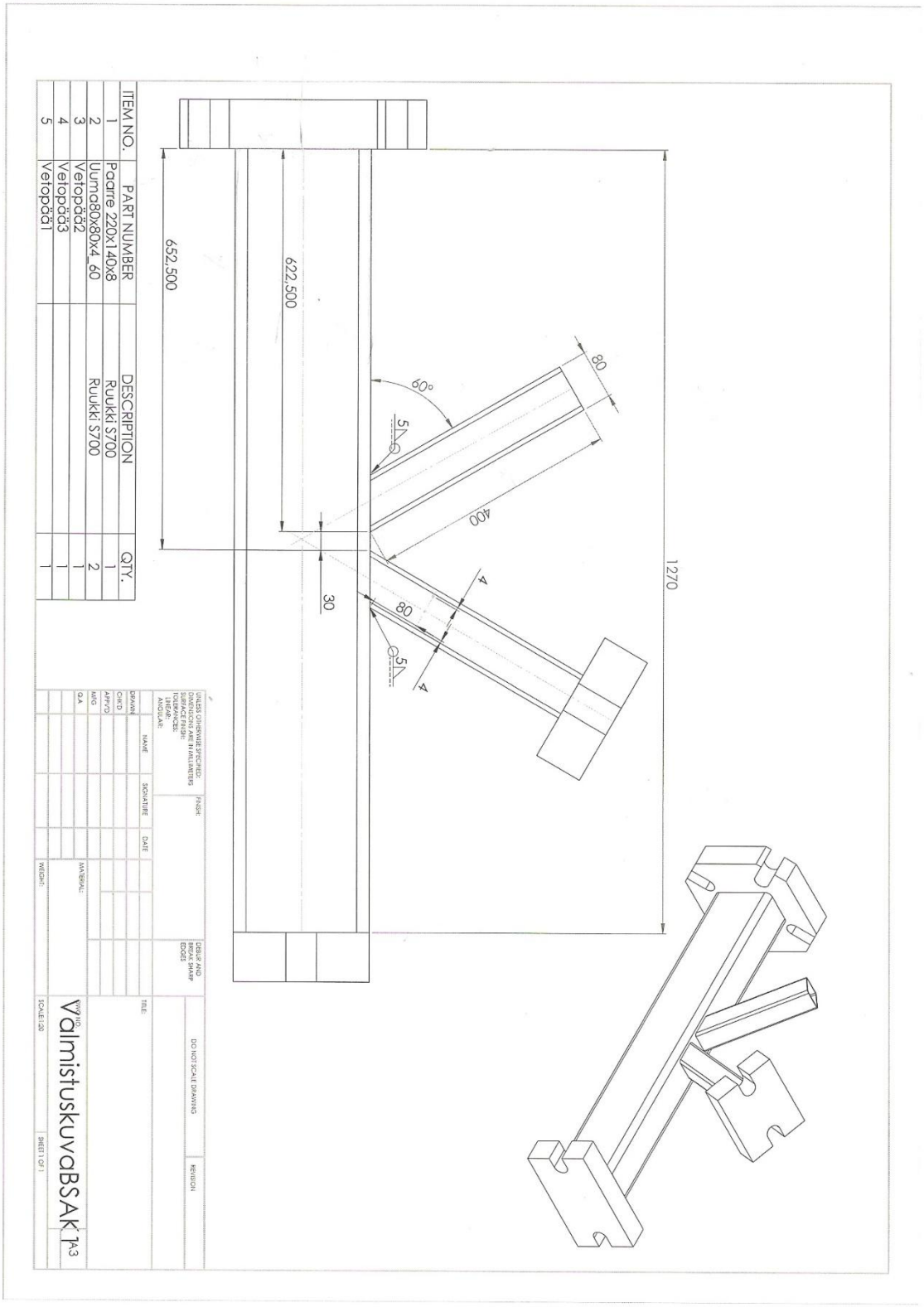
Wardenier, J., Packer, J.A., Zhao, X.-L., Vegte, G.J. van der. 2011. Hollow Sections in Structural Applications. 2nd edition [verkkodokumentti]. Julkaistu 18.01.2011. [viitattu 8.4.2014] Saatavissa: http://www.cidect.org/en/Publications/HPPraxis_2.php

Wardenier, J , Puthli, R.S., Vegte, G.J. van der. 2012. Proposed corrections for EN 1993-1-8, part ”Hollow Section Joints” Teoksessa: Gardner, L. (toim.), Tubular Structures XIV. London: Taylor & Francis Group. s. 798.

Wei-Wen Y.. Roger A.L. 2010. Cold Formed Steel Design. 4nd edition. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc. s. 528 ISBN: 978-0-470-46245-4

Zhao, X. 2000.Deformation limit and ultimate strength of welded T-joint in cold formed RHS sections.Teoksessa: Journal of Constructional Steel Research 53 (2000) s. 149-165.

Kokeen K-liitoksen valmistuspiirustukset



Eurocode 3:n mukaiset kuormituksen maksimiarvot

Vauriomekanismit	BSAK 1	BSAK 2	BSAK 3	BSAK 4	BSAK 5	BSAK 6	BSAK 7	BSAK 8	BSAK 9	BSAK 10	BSAK 11
	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]	F [kN]
Uumasauvan 1 nurj.kest.	1012	632	828	657	1144	1363	1012	1012	860	1012	1012
Uumasauvan 2 vetolujuus	822	486	822	822	822	822	822	822	710	822	822
Paarteen pinnan murtuminen	778	486	637	505	880	1048	778	778	662	778	778
Paarteen leikkautuminen	1760	1698	1528	1299	1990	2372	1703	1683	1711	1163	1745
Uumasauvan murtuminen	851	515	823	771	851	851	851	851	739	851	851
Lävistysleikkautuminen	1159	724	996	837	1412	1884	1159	1159	969	1159	1159