

**KORKEALUJUUSTERÄKSISTEN NELIKULMAISTEN
PUTKIPROFIILIENTEN HITSATTU T-LIITOS, TAIVUTUSKESTÄVYYS JA
KIERTYMÄJÄYKKYYS**



Ylemmän ammattikorkeakoulututkinnon opinnäytetyö

Visamäki, Rakentaminen

Kevät 2019

Marko Kosti

Rakentaminen
Visamäki

Tekijä	Marko Kosti	Vuosi 2019
Työn nimi	Korkealujuusteräksisten nelikulmaisten putkiprofiilien hitsattu T-liitos, taivutuskestävyys ja kiertymäjäykkyys	
Työn ohjaaja	Jarmo Havula	

TIIVISTELMÄ

Tämän opinnäytetyön tavoitteena on ollut tuottaa lisää tutkimustietoa korkealujuusteräsputkiliitosten taivutuskestävyydestä ja kiertymäjäykkyydestä. Tutkimusta on tehty laskennallisesti FEM-analyyseillä ja kirjallisuudesta löytyvillä laskentakaavoilla. Vähäisen tutkimustiedon vuoksi tutkituille liitoksille on asetettu ylimääräisiä kestävyys pienennyskertoimia eurokoodin laskentakaavoissa. Eurokoodi sisältää vain lujuuslaskennan kaavat teräsputkirakenteiden osalta mutta ei mitään kiertymäjäykkyyden laskennasta.

Pääpaino työssä on ollut liitosten tutkiminen FEM-analyyseillä. Laskenta on tehty pääosin ANSYS-ohjelmistolla solidielementtimalleilla, sisällyttämällä tarkasteluihin hitsien viereen mallinnettu HAZ-alue. Lisäksi RFEM-ohjelmalla on laskettu yksi liitos kuorielementtejä käyttäen, jotta saataisiin vertailutietoa sen soveltuvuudesta liitosten mitoitukseen.

Idea opinnäytetyön aiheesta tuli Hämeen Ammattikorkeakoulun HAMK Tech tutkimusyksiköltä, jossa tehdään tutkimusta korkealujuusteräksiin liittyen. Tämä työ on osaltaan jatkoa aiemmille tutkimuksille.

Eurokoodin laskentakaavojen tuloksien todettiin vastaavan hyvin eurokoodin mukaisin kriteerein toteutettujen FEM -analyysien tuloksia, ja HAZ-alueen mallinnus todettiin käyttökelpoiseksi menetelmäksi. Kiertymäjäykkyyden osalta tuloksissa havaittiin oleellinen ero. FEM -laskennalla todettiin liitosten kiertymäjäykkyyden olevan huomattavasti suurempi kuin käytettävissä olevilla laskentakaavoilla saadut tulokset osoittavat.

Avainsanat Korkealujuusteräs, T-liitos, teräsputkiprofiili, taivutuskestävyys, kiertymäjäykkyys, HAZ, Ansys, RFEM

Sivut 158 sivua, joista liitteitä 91 sivua

Degree Programme in Construction and Environmental Engineering
Visamäki

Author	Marko kosti	Year 2019
Subject	Welded High Strength Steel Rectangular Hollow Section T-joint, Bending Resistance and Rotational Stiffness	
Supervisors	Jarmo Havula	

ABSTRACT

The aim of this Thesis was, to increase knowledge about welded high strength steel tubular joints. Moment strength, rotational stiffness and ratio between these has been researched. Focus is in calculations of joints, with FEM-analysis and equations founded from literature and those results has been compared. For these kinds of joints, Eurocode includes equations for calculating strength, but nothing has been expressed for calculating rotational stiffness.

FEM -calculations were done with Ansys -finite element program including solid elements. HAZ-areas were modeled beside welds. Also, one joint was modeled with Dlubal RFEM with shell elements, to get comparison about reliability of this kind of more simple methods.

Idea for this Thesis came originally from HÄME University of Applied Sciences, HAMK Tech research unit. There has been a lot of research into high steel structures and studies are continuing.

In bending resistance, it was found a good relation between FEM-calculations and Eurocode equations. Modeling of HAZ-area in FEM-calculations was also found to be good method for defining joint strength. Thus, combability between rotational stiffness with FEM-calculations and equations found from literature, was not very good. Stiffnesses of joints were much greater according to FEM-calculations.

Keywords High strength steel, Rectangular Hollow Section, T-joint, rotational stiffness, Bending Resistance, HAZ, Ansys, RFEM

Pages 158 pages including appendices 91 pages

SISÄLLYS

1	JOHDANTO	1
2	TUTKIMUSONGELMA JA TAVOITTEET	2
3	TEOREETTINEN PERUSTA JA TUTKIMUSMENETELMÄT	3
3.1	Analyysimenetelmät (EN-1003-1-1, EN-1993-1-8)	4
3.1.1	Kimmenteorian mukainen kokonaistarkastelu	4
3.1.2	Plastisuusteorian mukainen kokonaistarkastelu	4
3.2	Taivutuskestävyys, kiertymäjäykkyys ja kiertymiskyky	5
3.2.1	Taivutuskestävyys	5
3.2.2	Kiertymäjäykkyys	6
3.2.3	Kiertymiskyky ja liitosten sitkeys	9
3.3	HAZ-alue	9
3.4	Teräsputkien muokkauslujittuminen	10
3.5	Materiaaliominaisuudet ja -mallit	11
3.6	Rajatilaehdot FEM-analyyseissä (EN-1993-1-5, C.8)	13
4	TUTKIMUKSET	14
4.1	Tutkittavat liitokset	14
4.2	Käsinlaskentamenetelmät	17
4.2.1	Liitosten teräsputkien kestävyys laskentakaavoilla	17
4.2.2	Liitosten taivutusmomenttikestävyyden määrittäminen (EN-1993-1-8)	17
4.2.3	Liitosten taivutusmomenttikestävyyden määrittäminen (CIDECT)	18
4.2.4	Liitosten kiertymäjäykkyyden määrittäminen (CIDECT)	18
4.3	FEM-Analyysit	18
4.3.1	Ansys	18
4.3.2	RFEM	25
5	TUTKIMUSTULOKSET	29
5.1	Tutkimustulosten tarkastelu	29
5.1.1	Stabiiliusilmiöt (lommahdus, nurjahdus ja kiepahdus)	29
5.1.2	Taivutusmomenttikestävyys	30
5.1.3	Kiertymäjäykkyys ja kiertymiskyky	48
5.1.4	RFEM tulokset	58
5.1.5	Ansys ja RFEM -mallien siirtymien vertailu	62
5.2	Johtopäätökset	63
	LÄHTEET	66

LIITTEET

LIITE 1

LIITOS 1, kiertymälaskeimat, FEM-malli

LIITE 2

LIITOS 1, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta

LIITE 3

LIITOS 1, EN-1993-1-8, taivutuskestävyyden laskenta

LIITE 4

LIITOS 1.1, kiertymälaskeimat, FEM-malli

LIITE 5

LIITOS 1.1, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta

LIITE 6

LIITOS 1.1, EN-1993-1-8, taivutuskestävyyden laskenta

LIITE 7

LIITOS 2, kiertymälaskeimat, FEM-malli

LIITE 8

LIITOS 2, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta

LIITE 9

LIITOS 2, EN-1993-1-8, taivutuskestävyyden laskenta

LIITE 10

LIITOS 3, kiertymälaskeimat, FEM-malli

LIITE 11

LIITOS 3, kiertymälaskeimat ilman pienahitsiä, FEM-malli

LIITE 12

LIITOS 3, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta

LIITE 13

LIITOS 3, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta, kokeilu omalla z:n arvolla

LIITE 14

LIITOS 3, EN-1993-1-8, taivutuskestävyyden laskenta

LIITE 15

LIITOS 4, kiertymälaskeimat, FEM-malli

LIITE 16

LIITOS 4, CIDECT, taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden laskenta

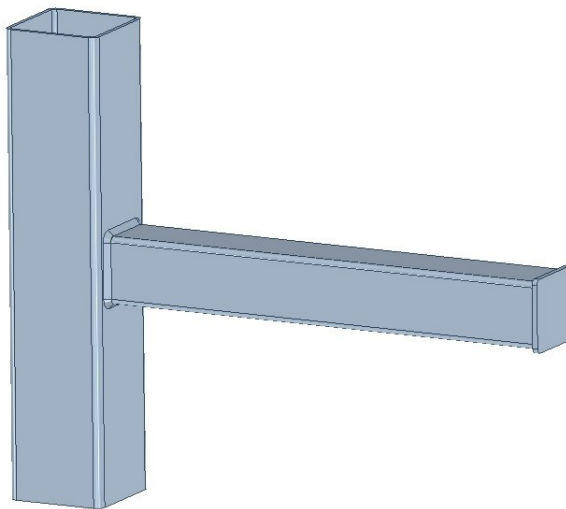
LIITE 17

LIITOS 4, EN-1993-1-8, taivutuskestävyyden laskenta

1 JOHDANTO

Korkealujuusteräksillä tarkoitetaan eurokoodissa teräslaatuja, joiden lujuus on suurempi kuin S460 ja korkeintaan S700. Korkealujuusterästen käyttö on koko ajan yleistymässä, ja tulevaisuudessa tarve niiden käytölle kasvaa entisestään, kun haetaan kevyempiä ja kustannustehokkaampia rakenteita. Korkealujuusteräksillä voidaan päästä kevyempiin rakenteisiin, koska lisääntyneen materiaalilujuuden vuoksi voidaan käyttää pienempiä profiileja, mikäli rakenteen stabiilius ei muodostu rajoittavaksi tekijäksi.

Opinnäytetyön tarkoituksena on tutkia korkealujuusteräksestä valmistettujen neliönmuotoisten putkipalkkien välisen T-liitoksen kestävyyttä (taivutusmomenttikapasiteettia) ja kiertymäjäykkyyttä sekä tehdä vertailua laskentatulosten ja käytännön kuormituskokeiden välillä.



Kuva 1. Uuma- ja parresauvan muodostama T-liitos.

Liitoksen lujuus kasvaa luonnollisesti, jos käytetään korkeamman lujuuden omaavaa teräslautua sekä korkeampilujuuksista hitsauslisäainetta ja hitsaus suoritetaan oikein. Liitoksen kiertymäjäykkyyden tuntemuksella voidaan taas saada etuja mitoittaessa esimerkiksi kehärakenteita, koska liitosten jäykkyys vaikuttaa huomattavasti voimasuurejakaumiin ja nurjahduspituuksiin. Laskennallisesti liitoksen jäykkyyttä on hankala selvittää, joten usein tyydytään käytännön laskennassa yksinkertaistamaan liitokset täysin momenttijäykiksi tai täysin nivelellisesti toimiviksi. Useimmiten liitokset toimivat kuitenkin osittain jäykinä.

Putkipalkkien välisten hitsattujen liitosten lujuuslaskentaan on olemassa kaavoja eurokoodissa, mutta käytännössä niitä on testattu vain vähän

kokeellisesti, mitä tulee korkealujuusteräksiin. Kokeita tarvitaan paljon, että laskentakaavoja voidaan luotettavasti käyttää rakenteiden teoreettiseen mitoittamiseen. Putkipalkkien välisten liitosten kiertymäjäykkyyden laskentaan eurokoodit ei ota kantaa ollenkaan. Tämä testauksen, kokemusten ja kirjallisen materiaalin puute rajoittaa vielä merkittävästi korkealujuusterästen yleistymistä. Lisäksi eurokoodi sisältää ylimääräisiä varmuuskertoimia ”sakkokertoimia” korkealujuusteräksille mm. edellä mainituista syistä.

Korkealujuusteräsrakenteiden hitsattavuutta on tutkittu paljon viime aikoina. On todettu, että hyvällä suunnittelulla ja laadunhallinnalla voidaan päästä hyviin tuloksiin hitsausliitosten kestävyudessa. Suuri ongelma on HAZ (Heat affected zone) alueella, eli ”lämpövaikutus alueella” lujuuden aleneminen teräsmateriaalissa. HAZ alueella teräksen mikrorakenne muuttuu lämmön vaikutuksesta ja sitä kautta lujuusominaisuudet alentuvat. Lämmöntuonti hitsausliitokseen ja jäähtymisajat ovat merkittävässä asemassa HAZ -alueen laajuuden ja raekoon muodostumisessa (Greicevci, B. 2015/2016).

Talonrakentamisessa korkealujuusteräksiä voidaan käyttää hyödyksi monenlaisissa teräsrakenteissa, esimerkiksi teräsristikoissa, -palkeissa, ja -pilareissa. Normaaleissa talonrakennuskohteissa rakenteet ovat yleisimmin staattisesti kuormitettuja ja esimerkiksi rakenteen ja liitosten väsymiskestävyys tulee harvemmin huomioon otettavaksi.

Työllä ei ole varsinaisesti ulkopuolista tilaajaa, vaan se tehdään henkilökohtaisesta kiinnostuksesta teräsrakenteisiin ja rakenteiden laskentaan ja sen vuoksi, että kyseistä asiaa on jo tutkittu jonkin verran Hämeen Ammattikorkeakoulun HAMK Tech-tutkimusyksikössä. Idea työlle tulikin HAMK:n Ohutlevykeskukselta, nykyiseltä HAMK Tech -tutkimusyksiköltä. Tämä työ on osaltaan jatkoa ja täydennystä näille aiemmin tehdyille tutkimuksille.

2 TUTKIMUSONGELMA JA TAVOITTEET

Tässä työssä tutkitaan korkealujuusteräksestä valmistettujen neliöputkien välisen T-liitoksen kiertymä-momenttisuhdetta eli kiertymäjäykkyyttä sekä liitoksen kestävyyttä, eli murto- ja myötölujuutta taivutusrasituksessa. Tutkimukset tehdään olemassa olevilla, kirjallisuudesta löytyvillä käsinlaskentakaavoilla ja tietokonepohjaisilla elementtimenetelmään perustuvilla FEM –analyysillä (Finite Element Method). Osasta tutkituista liitoksista on tehty myös kuormituskokeet, mutta niiden tuloksia ei ehditty sisällyttää tähän työhön.

Teräsputkirakenteiden hitsattujen liitosten momenttikestävyyteen ja kiertymäjäykkyyteen vaikuttavat useat seikat, kuten materiaalilujuus, putkien ulkomitat ja keskinäiset leveys-korkeussuhteet, ainepaksuudet, hitsien

koko ja tyyppi, HAZ-alueiden muodostuminen hitsien viereen perusaineseen ja teräsputkien muokkauslujittuminen reunapyörästysten alueella kylmämuovauksen vuoksi.

Tavoitteena on saada lisätietoa käytettyjen FEM-analyysien, laskentakaa-vojen ja käytännön kuormituskokeiden korrelaatiosta. Tutkimuksilla saadaan myös lisävarmuutta korkealujuusteräsrakenteiden liitosten kestävyysdestä ja kiertymäjäykkyydestä, mikä helpottaa tulevaisuudessa osaltaan kyseenomaisten rakenteiden suunnittelua ja yleistymistä. Kun liitoksista tehdään tarpeeksi tutkimusta, voidaan muodostaa esimerkiksi valmiita kestävyys- ja kiertymäjäykkyytaulukkoja tutkittujen liitosten kattamalla alueella.

Alun perin oli tarkoitus laskea pelkästään kuormituskokein testattuja liitoksia todellisilla vetokokeisiin perustuvilla jännitys-venymäyhteyksillä. Työtä jouduttiin kuitenkin muuttamaan suurimmalta osin niin, että laskenta perustuu eurokoodien tarjoamiin lähtötietoihin yleistetyillä materiaalimalleilla ja rakenteiden nimellismitoilla. Tälläkin tavalla pystytään vertailemaan kirjallisuudesta ja standardeista löytyvien laskentakaa-vojen ja FEM-laskennan eroja. Näin pystytään tutkimaan useita muitakin asioita liitoksista, kuten hitsien vaikutusta kiertymäjäykkyyteen ja kestävyys.

3 TEOREETTINEN PERUSTA JA TUTKIMUSMENETELMÄT

Tutkimuksessa käytetään pääosin kvantitatiivisia tutkimusmenetelmiä ja teoreettinen viitekehys muodostuu pääosin aikaisemmista tutkimuksista sekä lähdekirjallisuudesta. Testiosuus perustuu empiirisiin mittauksiin.

Yleisesti ottaen löytyy hyvin vähän käytännön kuormituskokeita ja testituloksia korkealujuusteräspotkiliitoksista. Samoin löytyy vähän elementtimenetelmään perustuvia laskennallisia tarkasteluja kyseisistä liitoksista. Nykyisillä tietokoneohjelmistoilla laskennallisten tarkastelujen suorittaminen on oleellisesti helpottunut.

Olemassa olevaa laskennan teoriaa momenttikestävyys, kiertymäjäykkyyden tai FEM-analyysin osalta ei tässä työssä lähdetä esittämään yksityiskohtaisesti, vaan viitataan lähdekirjallisuuteen. Periaatteet avataan yleisellä tasolla ja työssä keskitytään tarkasteltavien liitosten tutkimukseen olemassa olevilla yleisesti hyväksytyillä menetelmillä. Laskennan teoria ja laskentakaa-vo löytyvät lähdekirjallisuudesta ja laskelmat on esitetty kaavoineen yksityiskohtaisesti tämän tutkimuksen liitteissä.

3.1 Analyysimenetelmät (EN-1003-1-1, EN-1993-1-8)

Sisäiset voimat ja momentit voidaan laskea joko kimmoteorian tai plastisuusteorian mukaisen kokonaistarkastelun mukaan.

3.1.1 Kimmoteorian mukainen kokonaistarkastelu

Kimmoteorian mukaista analyysiä voidaan käyttää kaikissa tapauksissa. Kimmoteorian mukainen kokonaistarkastelu perustuu oletukseen, että materiaalin jännitys-venymä käyttäytyminen on lineaarinen jännitystasosta huolimatta. Sisäiset voimat ja momentit voidaan laskea kimmoteorian mukaisen kokonaistarkastelun mukaan, vaikka poikkileikkauksen kestävyys lasketaan plastisuusteorian mukaan. Tässä työssä käytetyt momenttikestävyyden laskentakaavat perustuvat tähän menetelmään, jossa poikkileikkauksen kestävyys lasketaan plastisuusteorian mukaan.

3.1.2 Plastisuusteorian mukainen kokonaistarkastelu

Plastisuusteorian mukaisessa kokonaistarkastelussa otetaan huomioon materiaalin epälineaarisuuden vaikutukset laskettaessa rakennejärjestelmän voimasuureita. Rakenteen toiminta mallinnetaan käyttämällä jotakin seuraavista menetelmistä:

- Kimmo-plastinen analyysi
- Epälineaarinen plastisuusteorian mukainen analyysi
- Jäykkä-plastinen analyysi

Plastisuusteorian mukaista kokonaisanalyysiä voidaan käyttää vain, kun rakenteen sauvoilla ja liitoksilla on riittävä kiertymiskyky plastisten nivelten kohdilla. Kun plastinen nivel syntyy sauvaan, sauvan poikkileikkauksen tulee olla kaksoissymmetrinen tai yhden akselin suhteen symmetrinen sen tason suhteen, jossa plastisen nivelen kiertyminen tapahtuu. Poikkileikkauksen tulee täyttää myös EN-1993-1-1, kohdassa 5.6 esitetyt vaatimukset. Kun plastinen nivel syntyy liitokseen, liitoksella tulee olla joko riittävä lujuus sen takaamiseksi, että plastinen nivel pysyy sauvassa tai sauvalla tulee olla riittävä kiertymiskyky plastisuusteorian mukaisen kestävyden takaamiseksi (EN 1993-1-8 ja EN-1993-1-1). Plastisen nivelen riittävää kiertymiskykyä koskevan vaatimuksen voidaan katsoa olevan täytetty vakiopoikkileikkauksilla sauvoilla, jos sauva kuuluu poikkileikkausluokkaan 1 plastisen nivelen kohdalla (EN-1993-1-1, 5.6 (2)).

HUOM! EN-1993-1-12 mukaan korkealujuusteräksille sovelletaan kokonaistarkastelua käyttäen vain epälineaarista plastisuusteorian mukaista analyysiä, jossa otetaan huomioon rakenneosien osittainen plastisoituminen plastisilla alueilla.

Tämä tutkimuksen FEM-analyyseissä käytetään epälineaarista plastisuusteorian mukaista analyysiä GMNIA (geometrisesti ja materiaalisesti

epälineaarinen epätäydellisyydet sisältävä analyysi). Tämä analyysityyppi edellyttää epätäydellisyyksien huomioimista.

3.2 Taivutuskestävyys, kiertymäjäykkyys ja kiertymiskyky

Momentti-kiertymäyhteyden mitoitusarvossa otetaan huomioon kolme rakenteellista pääominaisuutta (EN-1993-1-8):

- taivutuskestävyys
- kiertymisjäykkyys
- kiertymiskyky (muodonmuutосkapasiteetti), hauras/sitkeä liitoksen toiminta

Huomionarvoista on, ettei korkealujuusteräksillä päästä parempiin jäykkyyksiin kuin normaaleilla teräslaaduilla. Jäykkyys määräytyy kimmokertoimen (materiaalivakio) mukaan, joka on korkealujuusteräksillä sama kuin normaaleilla teräslaaduilla.

3.2.1 Taivutuskestävyys

Yleisesti rakenneputkien välisten liitosten murtumamuodot ovat (EN-1993-1-8, 7.2.2(1)):

- a) Paarteen pinnan murtuminen
- b) Paarteen sivun murtuminen
- c) Paarteen leikkausmurtuminen
- d) Paarresauvana olevan rakenneputken pinnan lävistysleikkautuminen
- e) Uumasauvan murtuminen
- f) Uumasauvan tai paarresauvan paikallinen lommahdus

Eurokoodi (EN-1993-1-8, 2005) sisältää laskentamenetelmät teräsputkien ja hitsiliitosten lujuuslaskentaan myös korkealujuusteräksille tietyin rajoituksin ja lujuuden pienennyskertoimin, jotka poikkeavat normaalilujuusterästen menetelmistä. Staattisten kestävyyksien mitoitusarvot kerrotaan EN-1993-1-12 mukaan S700 teräksellä luvulla 0.8. T-liitoksen taivutuskestävyyden laskenta perustuu pääosin klassiseen myötöviivateoriaan, johon viitataan levyjen plastisuusteoriaan liittyvässä kirjallisuudessa. Yleensä määrääväksi muodostuu paarteen pinnan myötääminen.

Toinen lähde, jossa on käsitelty teräsputkiliitosten taivutuskestävyyden laskentaa, on esitetty CIDECT:n (Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire) tutkimusraportissa (Grottmann&Sedlacek, 1998). Tässä työssä liitosten taivutuskestävyys määritetään molemmilla edellä mainituilla menetelmillä, jotta voidaan vertailla laskentamenetelmien tuloksia.

Taivutuskestävyyttä on tutkittu myös Ansys -ohjelmalla mallintamalla liitokset solidielementteinä ja RFEM-ohjelmalla mallintamalla yksi liitos

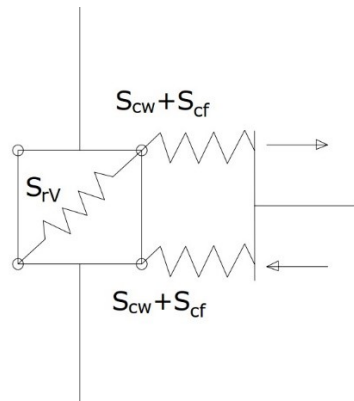
kuorielementteinä, sekä tekemällä materiaalisesti ja geometrisesti epälineaarinen plastinen analyysi liitoksista.

Putkien globaali (nurjahdus, kiepahdus) tai lokaali, eli paikallinen stabiiliteetti (lommahdus) saattaa muodostua myös kestävyyttä rajoittavaksi tekijäksi liitoksissa. Lokaalit epätarkkuudet sisältyvät eurokoodissa sauvojen kestävyyttä kuvaaviin lausekkeisiin, mutta tarkassa FEM-analyysissä (GMNIA) ne tulee sisällyttää tarkasteluihin. Tarve epätarkkuuksien huomioonottamiseen riippuu rakenteen mittatarkkuudesta. On olemassa myös rakenteellisesti ja geometrisesti epälineaarinen analyysimuoto GMNA, jossa ei tarvitse huomioida epätäydellisyyksiä. Epäselvää on, mikä laskeaan mittatarkaksi rakenteeksi. Koska tähän ei löydy tarkkoja ohjeita, epätäydellisyyksien vaikutukset on syytä tarkastaa aina, jos niiden esiintymiselle on edellytyksiä. Jos rakenne on tarkemitattu ja todettu, ettei epätarkkuuksia ole tai ne ovat pieniä, voisi ajatella niiden poisjättämistä. On huomioitava eurokoodin mukaan rakenteelliset ja geometriset epätarkkuudet. Geometriset epätäydellisyydet voivat perustua levyn kriittisiin lommahdusmuotoihin, joiden amplitudit esitetään kansallisessa liitteessä. Geometriset epätäydellisyydet voidaan korvata myös fiktiivisillä häiriövoimilla. Jännösjännityksiä kuvaavat rakenteelliset epätäydellisyydet voidaan kuvata valmistusprosessia kuvaavana jännistyskaaviona, joiden amplitudit vastaavat ekvivalentteja keskiarvoja. Epätäydellisyyden suunta valitaan tarkoituksenmukaisesti siten, että saavutetaan pienin kestävyys (SFS-EN 1993-1-5, C.5). Tässä tutkimuksessa käytetään ekvivalentteja geometrisiä epätäydellisyyksiä ja fiktiivisiä häiriövoimia (SFS-EN 1993-1-5, Taulukko C.2 ja kuva C.1).

Momenttikestävyteen vaikuttaa mm. materiaalilujuus, teräsputkien leveys-korkeussuhteet, ainepaksuudet ja hitsimuodot ja -paksuudet. Korkealujuusteräksillä muodostuu hitsisaumojen viereen perusaineeseen HAZ-alue (Heat affected zone), jossa teräksen lujuus pienenee. Lisäksi huomioonotettava seikka on teräsputkien muokkauslujittuminen reunapyöritysten alueella.

3.2.2 Kiertymisjäykkyys

Eurokoodissa ei anneta suoraan keinoja teräsputkiliitosten kiertymäjäykkyyden laskentaan, joten sen laskenta perustuu muihin alalla tehtyihin tutkimuksiin ja kokeisiin. Yksi hitsatun T-putkiliitoksen kiertymäjäykkyyden laskentamenetelmä (Grottmann&Sedlacek, 1998) perustuu (EN-1993-1-8, 2005) esitettyyn komponenttimenetelmään. Tätä käytetään tässä työssä kiertymäjäykkyyden laskentaan.



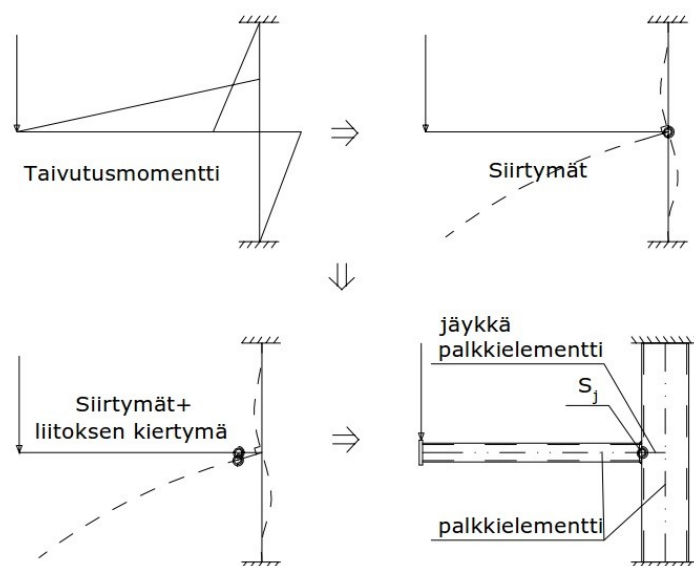
Kuva 2. Jousisysteemi komponenttimenetelmässä.

Komponenttimenetelmässä huomioidaan kolme erilaista joustoa aiheuttavaa tekijää, joista liitoksen kiertymä S_j syntyy:

- k_{cf} on paarteen pinnan/laipan muodonmuutos, missä uumasauva on hitsattu paarteeseen
- k_{cw} on paarteen uumien muodonmuutos vedossa ja puristuksessa
- k_i on paarteen uumien leikkausmuodonmuutos

Menetelmässä ei huomioida muita, esim. hitsien tai uumasauvan aksiaalisia muodonmuutoksia, vaan oletetaan ne niin pieniksi, ettei niitä tarvitse huomioida.

Kuvassa 3 on idealisoitu malli T-liitoksesta, joka koostuu elastisista ja jäykistä palkkielementeistä. Liitoksen kiertymä on määritelty pisteessä, jossa uumasauva liittyy paarteen pintaan ja tätä ehdotetaan myös käytettäväksi kehärakenteiden globaalissa analyysissä (Havula, J., Garifullin, M., Jokinen, T. & Heinisuo, M., 2016).



Kuva 3. Yksinkertaistettu analyysimalli.

Eurokoodissa esitetään kolme yksinkertaistettua mallia sen tunnistamiseksi, pitääkö liitosten vaikutukset ottaa huomioon rakenneanalyysissä:

- Nivelellinen malli, jossa liitoksen ei oleteta siirtävän taivutusmomentteja
- Jäykkä malli, jossa liitoksen käyttäytymisen ei oleteta vaikuttavan rakenneanalyysiin
- Osittain jäykkä malli, jossa liitosten käyttäytyminen otetaan huomioon rakenneanalyysissä

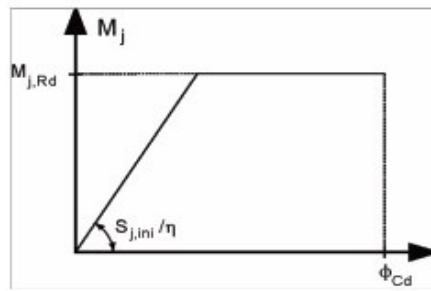
Tarkoituksenmukainen liitosmalli määritetään EN-1993-1-8, Taulukon 5.1 mukaan riippuen liitosluokasta ja valitusta analyysimenetelmästä. Liitokset luokitellaan niiden jäykkyyden ja lujuuden mukaan. Liitosluokitus jäykkyyden mukaan EN-1993-1-8, kuva 5.4.

Kimoteorian mukaisessa tarkastelussa liitokset luokitellaan niiden kiertymisjäykkyyden alkuarvon $S_{j,ini}$ mukaan, joka vastaa momentti-kiertymäyhteyden mitoitusarvon kimmoisen osan kaltevuutta. Liitoksilla tulee olla riittävä lujuus liitoksissa vaikuttavien, rakenneanalyysistä aiheutuvien voimien ja momenttien siirtämiseksi (EN-1993-1-8, 5.1.2).

Jäykkä-plastiseen materiaalmalliin perustuvassa kokonaistarkastelussa liitokset luokitellaan niiden lujuuden mukaan. Liitoksen kiertymiskyvyn tulee olla riittävä rakenneanalyysistä aiheutuvien kiertymien suhteen (EN-1993-1-8, 5.1.3).

Kimmo-plastiseen materiaalmalliin perustuvassa kokonaistarkastelussa liitokset luokitellaan niiden jäykkyyden ja lujuuden avulla. Liitosten momentti-kiertymäominaisuutta käytetään sisäisten voimien ja momenttien jakauman määrittämiseksi. Yksinkertaistuksena voidaan käyttää kuvan 4 mukaista bi-lineaarista momentti-kiertymäyhteyden mitoitusarvoa, jossa $\eta=2$ hitsatuille pilari-palkkiliitoksille. (EN-1993-1-8, 5.1.4 (5)).

Kiertymäjäykkyyteen vaikuttavia tekijöitä ovat mm. putkien keskinäiset leveys-korkeussuhteet ja putkien ainevahvuus. Myös hitsien koolla ja muodolla on todettu olevan vaikutusta (Heinisuo ym. 2016). Hitsien koon vaikutusta arvioidaan tämän työn FEM-laskennan perusteella.



Kuva 4. Yksinkertaistettu momentti-kiertymäyhteys (EN-1993-1-8) kimmo-plastisessa analyysissä.

3.2.3 Kiertymiskyky ja liitosten sitkeys

Kuten edellä oli mainittu, joillakin analyysimenetelmillä liitoksella on oltava riittävä kiertymiskyky, joka mahdollistaa taivutusmomenttien uudelleen jakaantumisen.

Eurokoodeissa on annettu vaatimuksia terästen ominaisuuksille murtovenymän, myötö- ja murtolujuuksien suhteesta (EN-1993-1-1, EN 1993-1-12). Eurokoodissa (EN 1993-1-5, osa C) on annettu päävenymän (kalvovenymä) maksimi raja-arvo, jonka suuruudeksi suositellaan 5%.

Kirjallisuudessa ja tutkimuksissa on ehdotettu erilaisia rajoituksia plastisen ja elastisen kiertymän suhteille ja raja-arvoja teräsputkien paikallisille siirtymille ja kiertymille. Tutkimuksessa (Havula, J., Garifullin, M., Jokinen, T. & Heinisuo, M., 2016), on esitetty eri tutkimusten (Lu 1997 ja Zhao 2000) mukaisia raja-arvoja siirtymille ja kiertymille. Yksi näistä on 3%:n sääntö, jossa liitoksen paikallinen siirtymä on rajoitettu arvoon $0,003 \cdot h_0$, missä h_0 on paarteen korkeus. Tämän säännön mukaan momenttiliitoksen kiertymä on rajoitettu arvoon $\phi < 0.03h_0/(h_1/2) = 0.06h_0/h_1$, missä h_0 on paarteen korkeus ja h_1 on uumasauvan korkeus.

Eurokoodit eivät anna kiertymiskykyyn liittyviä ohjeita teräsputkirakenteille, mutta I- ja H poikkileikkauksille sellaisia löytyy standardista EN-1993-1-8.

3.3 HAZ-alue

Korkealujuusteräksiä hitsattaessa muodostuu perusaineeseen välittömästi hitsin viereen alue, jossa perusaineen mikrorakenne muuttuu hitsauksen aikana liitokseen tuodun lämmön vaikutuksesta. Tämä muuttaa perusaineen ominaisuuksia ja alentaa materiaalin myötölujuutta ja kovuutta (Greicevci, B. 2015/2016). EN-1993-1-12 kansallisen liitteen mukaan perusaineen myötöraja kerrotaan luvulla $K_{HAZ}=0,85$ välittömästi hitsin

vieressä (S700). Staattisten kestävyyksien mitoitusarvot kerrotaan EN-1993-1-12 mukaan luvulla 0.8 kun teräslujuus on S700. K_{HAZ} kerrointa ei tarvitse käyttää samaan aikaan viimeksi mainitun kanssa.

Yleensä hitsauksessa tapahtuu tunkeumaa perusmateriaaliin. Jauhekaari-hitsauksessa tunkeumaa saadaan huomioida hitsien mitoituksessa ilman ultraäänimittauksia tai menetelmäkokeita (SFS273). Tätä ei ole huomioitu tämä tutkimuksen laskennallisissa tarkasteluissa, lukuun ottamatta yhtä liitosta, jossa tunkeuman vaikutusta tutkittiin koemielessä.

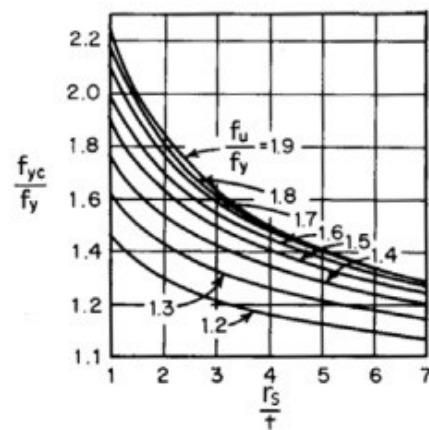
Tässä työssä FEM-laskenta suoritettiin huomioimalla HAZ-alueen aiheuttama lujuuden heikentyminen materiaalissa hitsin ympärillä sekä ilman HAZ-alueen huomioimista. HAZ-alue mallinnettiin karkealla tasolla ja selvitettiin kyseisen tekniikan soveltuvuutta laskentaan. Yhdestä liitoksesta tehtiin tarkka HAZ-alueen mallinnus hitsin tunkeumalla.

HAZ-alueen laajuutta ja lujuudenalentumaa materiaalissa arvioitiin aiheesta tehtyjen aiempien tutkimusten perusteella. Materiaalin lujuudeksi hitsien vierellä määritettiin 85% perusaineen lujuudesta. Heikentyneen lujuuden leveydeksi oletettiin 2mm hitsin vierellä. HAZ-alueen suuruus ja lujuudenheikentyminen riippuvat oleellisesti lämmöntonnoista ja jäähtymisajoista, joten sen koko voi vaihdella oleellisesti (Greicevci, B. 2015/2016).

3.4 Teräsputkien muokkauslujittuminen

Teräsputkien valmistusprosessissa, kylmämuokkauksen seurauksena, materiaali muokkauslujittuu profiilin reunoissa pyöristysten alueella. Muokkauslujittumisessa materiaalin myötölujuus nousee muovaamattomaan materiaaliin verrattuna. Myös murtolujuus nousee, mutta suhteellisesti vähemmän kuin myötöraja. Tästä syystä materiaalin myötö- ja murtojännityksen ero sekä materiaalin muodonmuutoskyky pienenevät (Eurocode 3-oppikirja, 141-142).

Kirjallisuudesta löytyy joitakin yksinkertaisia menetelmiä muokkauslujittumisen arviointiin (kuva 5). Kuvassa oleva taulukko ei sovellu kuitenkaan S700 korkealujuusteräkselle, jossa murto- ja myötölujuuksien suhde on minimissään vain n.7%. Myös Eurocode 3-oppikirjassa on esitetty laskenta-kaava muokkauslujittumisen arviointiin, joskin koskien kylmämuovattuja ohutseinäisiä poikkileikkauksia.



Kuva 5. Kylmämuovatusen profiilin nurkan ja muovaamattoman materiaalin myötölujuuksien suhde f_{ye}/f_y , muovaamattoman materiaalin murto- ja myötölujuuden suhteen f_u/f_y sekä profiilin nurkan sisäsäteeseen ja seinämäpaksuuden suhteen r_s/t funktiona (Kuva diplomityöstä Kemppainen, R. 2002, 17, alkuperäinen lähde Karren, K.W. 1967).

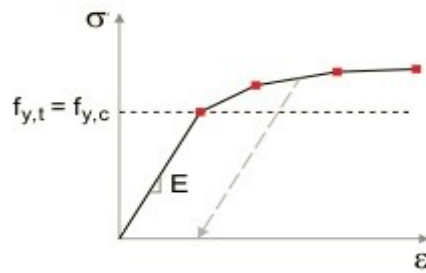
Teräsputkien kylmämuovauksessa ja hitsauksessa materiaaliin muodostuu myös jäännösjännityksiä ja muodonmuutoksia. Suurimmat jäännösjännitykset esiintyvät tutkimusten mukaan kulmien pyöristetyllä alueella kylmämuokkauksen johdosta ja hitsien alueella (Eurocode 3-oppikirja, 101-105, 141-142). Lisäksi on esitetty arvioita, että putken kulman alueella ominaisuudet ja jännitykset vaihtelevat myös seinämän paksuussuunnassa, ollen suurimmillaan kulman sisäpuolella, missä on pienempi taivutussäde.

Kulma-alueiden materiaalin ominaisuuden muutoksia ja jäännösjännityksiä ei huomioida tämän työn laskelmissa, koska niiden arviointi olisi melko epäluotettavaa, ainakin ilman materiaalikokeita ja -tutkimuksia. Ehkä on parempi olla huomioimatta reuna-alueiden muokkauslujittumisen kestävyttä parantava vaikutus esimerkiksi juuri jäännösjännitysten vuoksi, ainakin normaalissa suunnittelutyössä. Näistä tarvittaisiin lisätutkimustietoa korkealujuusteräsputkien osalta.

3.5 Materiaaliominaisuudet ja -mallit

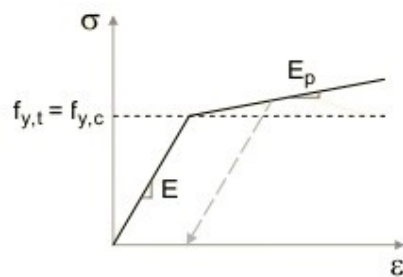
Tutkittavien liitosten teräslaatu on SSAB:n käyttämä S700 MLH. Myötölujuus on 700 MPa ja murtolujuuden minimiarvo 750 MPa. Murtovenymä on vähintään 10%. Nämä arvot täyttävät eurokoodin korkealujuusteräksille asettamat minimivaatimukset myötölujuuden, murtolujuuden sekä murtovenymän suhteen (EN-1993-1-1, EN 1993-1-12). Näitä arvoja on käytetty tämän työn laskelmien pohjana.

Liitosten FEM-mallinnuksessa, jos materiaalien vetokokeet on tehty, käytetään yleensä multilineaarista todellista jännitys-venymäkäyrää (kuva 6).

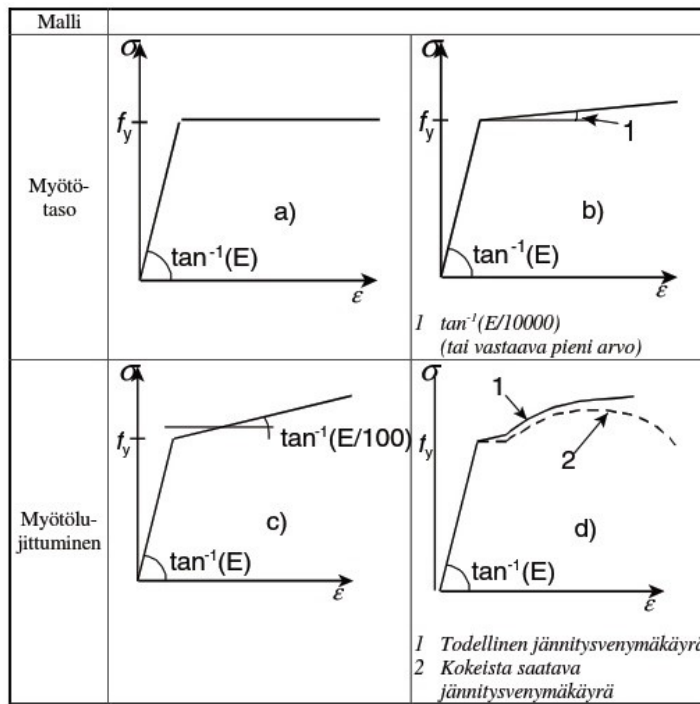


Kuva 6. Multilineaarinen materiaalmalli.

Tässä työssä lasketuissa liitoksissa on käytetty kaksoislineaarista (bilineaarista), vähän myötölujittuvaa, kimmo-plastista materiaalmallia. Kyseinen käyrä on esitetty kuvissa 7 ja 8 (Tangenttimoduuli= $E/10000$). VTT:n tutkimusraportissa VTT-R-01177-17, on esitetty yksi tapa materiaalmallin muodostamiseen materiaalitodistusten pohjalta, ilman vetokokeita. Kyseisen tutkimuksen mukaan olisi teräksen minimikokonaisvenymä 0,05%, insinöörijännitys 725 MPa, todellinen venymä 0,487% ja todellinen jännitys 761 MPa. Materiaali myötölujittuu lineaarisesti 0,487%:n venymään asti, jonka jälkeen käyrä muuttuu vaakasuoraksi murtoon asti, eli kyseessä on kolmoislineaarinen materiaalmalli. Tässä työssä ei tutkittu, olisiko kyseinen menetelmä tuonut muutosta tuloksiin, mutta todennäköisesti aika vähän plastiseen taivutuskestävyyteen, ehkä enemmänkin murtokestävyyteen.



Kuva 7. Kaksoislineaarinen (bilineaarinen) materiaalmalli.



Kuva 8. EN-1993-1-5, C.6 (2) materiaalmallit FEM-laskennassa.

3.6 Rajatilaehdot FEM-analyyseissä (EN-1993-1-5, C.8)

Murtorajatilan ehtona voidaan käyttää seuraavia:

1. Nurjahdukselle alttiit rakenteet:

Suurimman kuorman saavuttaminen

2. Vetojännitysten rasittamat alueet:

päävenymän (kalvovenymä) raja-arvon saavuttaminen, jonka suuruudeksi suositellaan 5%.

Vaihtoehtoisesti voidaan käyttää vastaavia muita rajatila kuvaavia ehtoja: esim. myötöehdon saavuttaminen tai myötöalueen rajoittaminen. Tämän työn tutkimuksissa käytetään liitosten murtorajatilan kestävyden raja-arvona 5% päävenymälle.

Kuten aiemmin on mainittu, teräsputkirakenteiden liitoksille on joissakin tutkimuksissa ehdotettu myös muita murtorajailaehdot, kuten paarteen pinnan siirtymä $0.03xh$, missä h_0 on paarteen korkeus. Tämän säännön mukaan momenttiliitoksen kiertymä on rajoitettu arvoon $\varphi < 0.03h_0/(h_1/2) = 0.06h_0/h_1$, missä h_0 on paarteen korkeus ja h_1 on uumasauvan korkeus.

4 TUTKIMUKSET

Tutkimuksessa on käsitelty viittä erilaista liitosyhdistelmää. Kaksi liitosta, joissa on käytetty eri hitsikokoja. Liitokset 1-4 on mallinnettu ilman HAZ -aluetta ja sen kanssa. Lisäksi liitoksen 1.1 hitsi on mallinnettu 1mm:n tunkeumalla ja kaarevalla HAZ -alueella (ns. "Todellinen" tilanne, ei yksinkertaistus). Tutkitut tapaukset on esitetty taulukoissa 1 ja 2, sekä kuvissa 9 ja 10.

Tutkittavat liitokset muodostuivat neliönmuotoisista teräsputkista, joiden liitokset toteutettiin pienahitsitseillä. Putket on hitsattu 90 asteen kulmaan ja muodostavat näin ns. T -liitoksen. Kokeissa ja laskelmissa suurempi paarreputki on pystyasennossa ja pienempi uumaputki vaaka-asennossa. Vaakaputkea kuormitetaan sen päähän kohdistuvalla, putkea vastaan kohtisuoralla pistekuormalla, jolloin liitos saa vain taivutus- ja leikkausrasitusta. Normaaliveimien putkille ei kohdisteta.

4.1 Tutkittavat liitokset

Tutkittavien liitosten materiaaliominaisuudet:

- Teräslaatu S700, $f_y=700 \text{ N/mm}^2$, $f_u=750 \text{ N/mm}^2$
 f_u on eurokoodin nimellisarvo ja SSAB:n ilmoittama vaihteluvälin alaraja (ilmoitettu vaihteluväli 750-950 MPa)
- $E=210\,000 \text{ N/mm}^2$, $\nu=0.3$, $G=81\,000 \text{ N/mm}^2$
- $f_u/f_y=1.07>1.05$
- murtovenymä $\epsilon_u=10\%\geq 10\%$
- $15f_y/E=5\%< \epsilon_u=10\%$
- Hitsit on oletettu perusaineeseen nähden tasalujiksi, eli on oletettu samat ominaisuudet kuin perusaineelle

Teräslajille S700 asetetut lisävarmuuskertoimet:

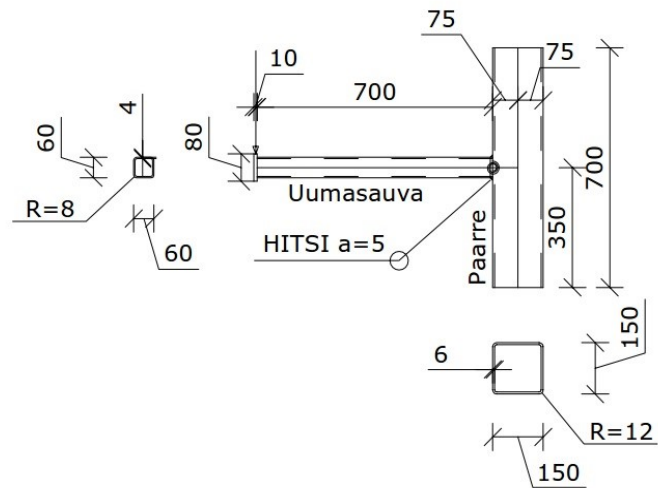
- FEM-laskennassa perusaineen myötöraja f_y kerrotaan luvulla K_{HAZ} välittömästi hitsin vieressä, $K_{HAZ}=0.85$
- Eurokoodin laskentakaavoja käytettäessä teräsputkien liitoksien kestävyysien mitoitusarvot kerrotaan luvulla 0.8
- Tutkimuksessa ei käytetä materiaaliosavarmuuskertoimia, kun verrataan FEM -tuloksiin tai koetuloksiin

Taulukko 1. Tutkitut liitosyhdistelmät ja laskentamenetelmät.

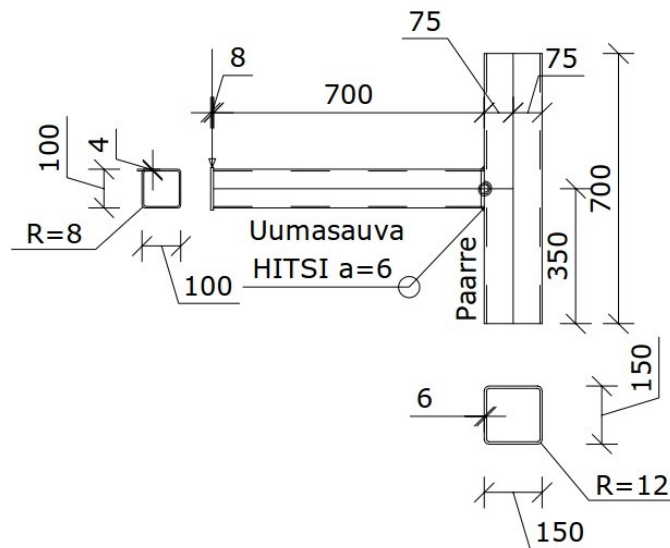
TUTKITUT LIITOKSET								
x=sisältyy								
NUMERO	Paarreputki	Uumaputki	Pienahitsi	Teräslaatu	Ansys	Rfem	Käsinlaskenta	Kuormituskoe
	bxhxt	bxhxt	a		Solidimalli	Kuorimalli	EC/CIDECT	
1	150x150x6.0	60x60x4.0	a5	S700	x		x	x
1.1	150x150x6.0	60x60x4.0	a6	S700	x		x	
2	150x150x5.0	60x60x4.0	a3	S700	x		x	
3	150x150x6.0	100x100x4.0	a6	S700	x	x	x	
4	150x150x6.0	100x100x4.0	a4	S700	x		x	

Taulukko 2. Suunnitteluparametrejä.

TUTKITUT LIITOKSET								
NUMERO	Paarreputki	Uumaputki	PI	$\beta=b_1/b_0$	B_0/t_0	B_1/t_1	L_1	B_1
	bxhxt	bxhxt						
1	150x150x6.0	60x60x4.0	1	0.4	25	15	700	700
1.1	150x150x6.0	60x60x4.0	1	0.4	25	15	700	700
2	150x150x5.0	60x60x4.0	1	0.4	25	15	700	700
3	150x150x6.0	100x100x4.0	1	0.67	25	25	700	700
4	150x150x6.0	100x100x4.0	1	0.67	25	25	700	700



Kuva 9. Liitos 1 (hitsi $a=5\text{mm}$), liitos 1.1 (hitsi $a=6\text{mm}$), liitos 2 (hitsi $a=3\text{mm}$).



Kuva 10. Liitos 3 (hitsi $a=6\text{mm}$) ja Liitos 4 (hitsi $a=4\text{mm}$).

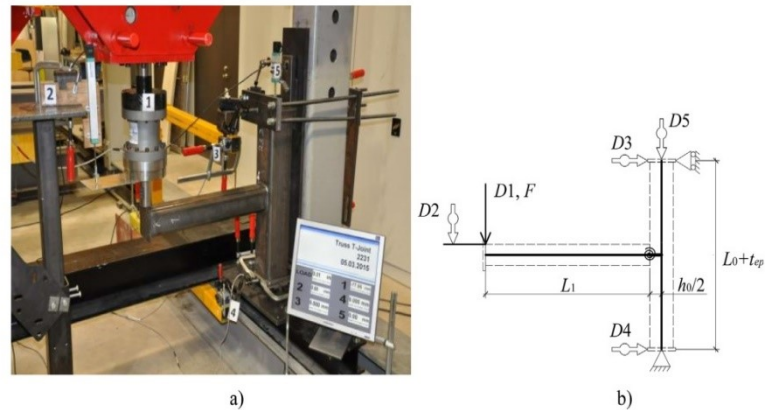


Fig. 4. Test setup: (a) test arrangement overview, (b) static model of test specimen.

Kuva 11. Koejärjestely (kuva aiemmista HAMK:ssa tehdyistä vastaavista kuormitusteistä).

4.2 Käsinlaskentamenetelmät

4.2.1 Liitosten teräsputkien kestävydet laskentakaavoilla

Teräsputkien taivutusmomentti- ja leikkauskestävyydet on laskettu eurokoodin mukaisilla laskentakaavoilla ja koottu taulukkoon 3 (EN1993-1-1, 6.2.5, 6.2.6).

Taulukko 3. Putkien plastiset taivutusmomentti ja leikkauskestävyydet (EN-1993-1-1, 6.2.5, 6.2.6).

TUTKITUT LIITOKSET						
NUMERO	Paarreputki	$M_{c,Rd}=M_{pl,Rd}$	$V_{pl,Rd}$	Uumaputki	$M_{c,Rd}=M_{pl,Rd}$	$V_{pl,Rd}$
	$b \times h \times t$	kNm	kN	$b \times h \times t$	kNm	kN
1	150x150x6.0	125.93	679.6	60x60x4.0	12.35	172.8
1,1	150x150x6.0	125.93	679.6	60x60x4.0	12.35	172.8
2	150x150x6.0	125.93	679.6	60x60x4.0	12.35	172.8
3	150x150x6.0	125.93	679.6	100x100x4.0	37.31	302.1
4	150x150x6.0	125.93	679.6	100x100x4.0	37.31	302.1

4.2.2 Liitosten taivutusmomenttikestävyyden määrittäminen (EN-1993-1-8)

Momenttikestävyyden määrittäminen perustuu EN-1993-1-8 mukaisiin teräsputkirakenteiden liitosten kestävyden laskentakaavoihin. Käsinlaskentamenetelmän tuloksia on myös vertailtu FEM -laskennan tuloksiin. Laskentakaavat ja laskelmat ovat tämän tutkimuksen liitteissä.

4.2.3 Liitosten taivutusmomenttikestävyyden määrittäminen (CIDECT).

Momenttikestävyys on laskettu myös menetelmällä, joka löytyy julkaisusta (Grottmann, D & Sedlacek, G., 1998. Rotational stiffness of welded RHS beam-to-column joints. Cidect 5BB-8/98). Laskentamenetelmän tuloksia on myös vertailtu FEM -laskennan tuloksiin. Laskentakaavat ja laskelmat ovat tämän tutkimuksen liitteissä.

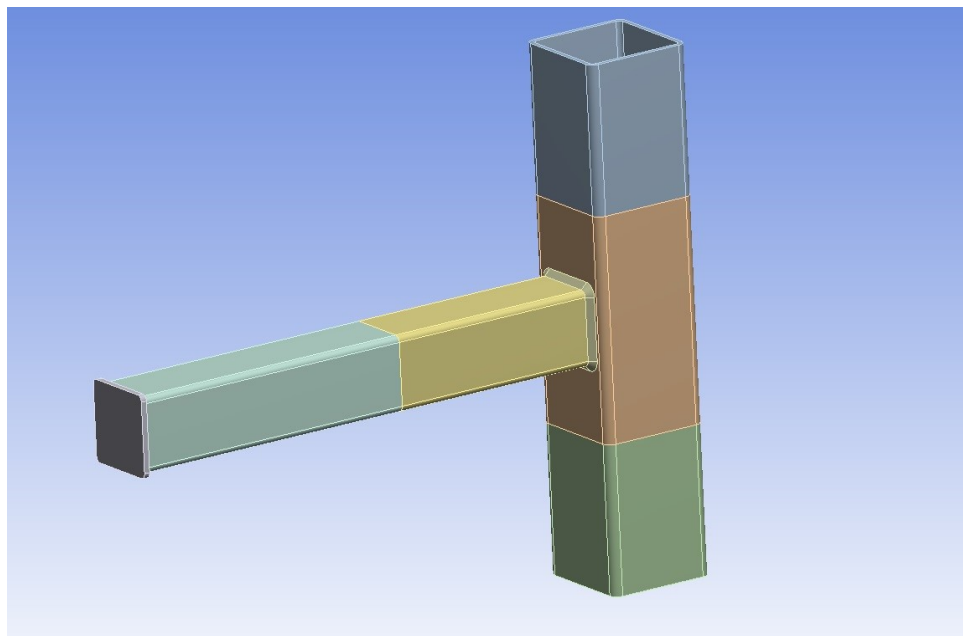
4.2.4 Liitosten kiertymäjäykkyyden määrittäminen (CIDECT).

Kiertymäjäykkyys on laskettu julkaisun (Grottmann&Sedlacek, 1998) mukaan. Eurokoodit ei toistaiseksi sisällä valmiita laskentakaavoja putkipalkkien välisten liitosten kiertymäjäykkyyden laskentaan. Lisäksi Kaavojen tuloksia on vertailtu FEM -laskennan tuloksiin. Laskentakaavat ja laskelmat ovat tämän tutkimuksen liitteissä.

4.3 FEM-Analyysit

Kuvassa 3 on esitetty analyysimallit, joiden perusteella liitokset on mallinnettu FEM -analyysiin. Kuvissa 9 ja 10 on tarkat piirustukset mallinnetuista liitoksista. Paarreputki on laskennassa otettu momenttijäykästi kiinni ylä- ja alapäästä.

4.3.1 Ansys



Kuva 12. Liitos Ansys-ohjelmassa.

Kaikki tutkittavat liitokset mallinnettiin Ansys 19.2 laskentaohjelmalla, yhteensä 20:llä erilaisella liitosmallilla, ilman HAZ -aluetta ja epätäydellisyyksiä, HAZ -alueella epätäydellisyyksien kanssa ja vielä ilman HAZ -aluetta epätäydellisyyksillä. Epätäydellisyyksinä on huomioitu globaalit ja lokaalit epätäydellisyydet. Geometria on tehty rakennesuunnittelupuolella yleisesti käytössä olevalla Tekla Structures -mallinnusohjelmalla ja tuotu jälkikäsittelyyn Ansysin SpaceClaim -ohjelmaan.

Vetokokeiden puuttuessa on analyysit tehty eurokoodien lähtöarvojen perusteella. Tämä tarkoittaa, että murtovenymän arvoksi on valittu 10%, joka on minimivaatimus. Materiaalimallina on käytetty ideaaliplastista kaksoilinaaarista materiaalimallia, joka myötölujittuu vain vähän. Teräksen myötölujuusarvoksi on myös valittu eurokoodin mukainen 700 MPa.

Ansys -malli tehtiin käyttäen solidielementtejä putkissa ja hitseissä. Elementteinä käytettiin pääosin 8-solmuisia hexahedron -kuutioelementtejä SOLID185. Hitsisiliitoksissa on teräviä kulmia, joissa hexahedronit on muutettu tetrahedron -pyramidielementeiksi. Putkien osat on mallinnettu toisiinsa kontaktipinnoilla, joissa osat liittyvät toisiinsa 8-solmuisilla CONTA174 ja TARGE170 elementeillä. Varmuuden vuoksi on laskettu 1 liitos ilman kontaktipintoja niin, että koko malli on yhtä yhtenäistä solidielementeistä muodostuvaa kokonaisuutta sekä sen mahdollisia vaikutuksia liitokseen. Näiden välillä ei havaittu eroavaisuuksia. Putket on mallinnettu kulmapyörityksillä.

Analyysimenetelmä oli epälineaarinen plastinen analyysi. Laskenta suoritettiin implisiittisenä staattisena analyysinä. Laskennassa käytettiin suurten siirtymien teoriaa (Large deformation analysis).

Paarresauva on jaettu kolmeen osaan ja uumasauva kahteen osaan, että saadaan liitoksen alueelle tiheämpi elementtiverkko (kuva 15). Tämä vähentää huomattavasti laskenta-aikaa, kun tiheä elementtiverkko ei kata koko rakennetta. Tiheämpi verkko tarvitaan vain liitoksen alueella, jota tutkitaan tarkemmin. Hitsit on mallinnettu todellisina solidielementeillä. Uumasauva liittyy paarresauvaan kitkaliitoksella, kitkakertoimella 0.2, joka siirtää puristusvoimia mutta ei vetovoimia. Hitsille ei siis ole mallinnettu tunkeumaa liitoksessa.

Jokaisesta liitoksesta on tehty mallinnus HAZ -alueella ja ilman. HAZ -alue on todellisuudessa kaarevan muotoinen ja paksuimmillaan hitsin kylkien keskellä, mutta on haluttu yksinkertaistaa mallinnusta ja laskentaa mallintamalla materiaalisesti heikentynyt alue suorakulmaisina alueina perusaineeseen hitsin molemmin puolin. Alueen syvyys on 2mm ja se ulottuu 1-2mm hitsien ulkopuolelle (kuva 18). Liitoksissa 3 ja 4 elementtiverkon koko keskialueella on 2mm putkissa, hitseissä ja HAZ -alueessa (kuvat 16 ja 17). Liitoksissa 1, 1.1 ja 3 elementtiverkon koko keskialueella on putkissa 2mm ja hitseissä sekä HAZ-alueessa 1mm. Keskialueen ulkopuolella elementtiverkon koko on sama kuin putken seinämäpaksuus. Liitoksesta 1 tehtiin

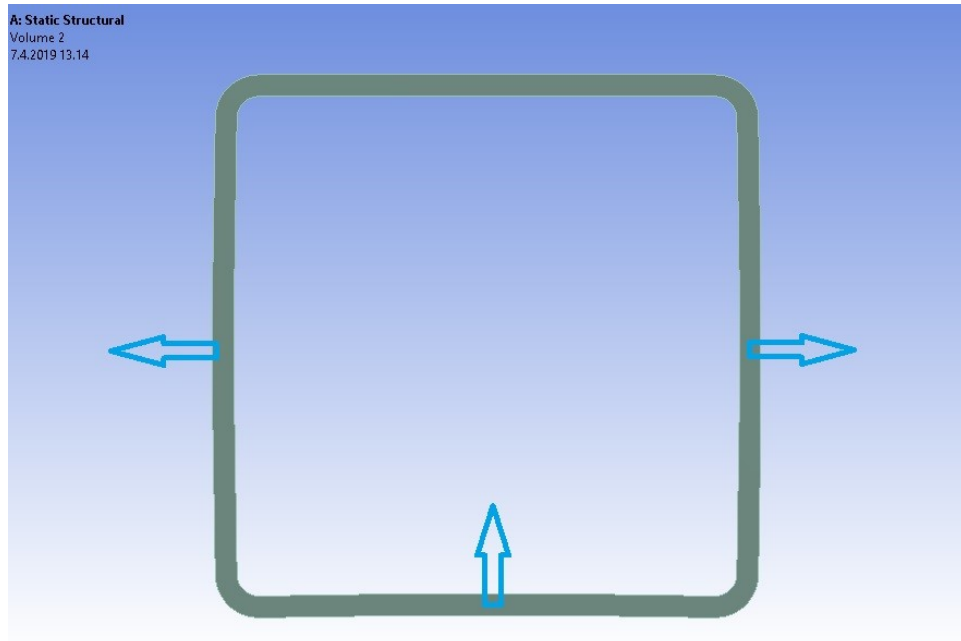
koemielessä äärimmilleen viety mallinnus, jossa hitsin tunkeumaksi on otettu n. 1mm ja kaareva HAZ -alue 1-2mm. Hitsin ja HAZ -alueen reunat ovat perusmateriaalissa kaarevia (kuva 19).

Jokaisesta liitoksesta on tehty stabiiliteettianalyysi (lommahdus, nurjahdus, kiepahdus). Laskenta on tehty epälineaarisenä analyysinä (nonlinear buckling analysis) laskemalla ensin rakenteen alimmat kriittiset ominaislommahdusmuodot. Tämän jälkeen putkiin on mallinnettu lommahdusmuotoja vastaavat geometriset epätäydellisyydet ja/tai fiktiiviset häiriövoimat, jota käytetty analyysimalli vaatii. Kuten aiemmin on mainittu, liitoksen sauvoihin pitää mallintaa globaalit ja lokaalit valmistustoleransseihin perustuvat geometriset epätäydellisyydet tai ekvivalentit geometriset epätäydellisyydet (kuvat 12 ja 13).

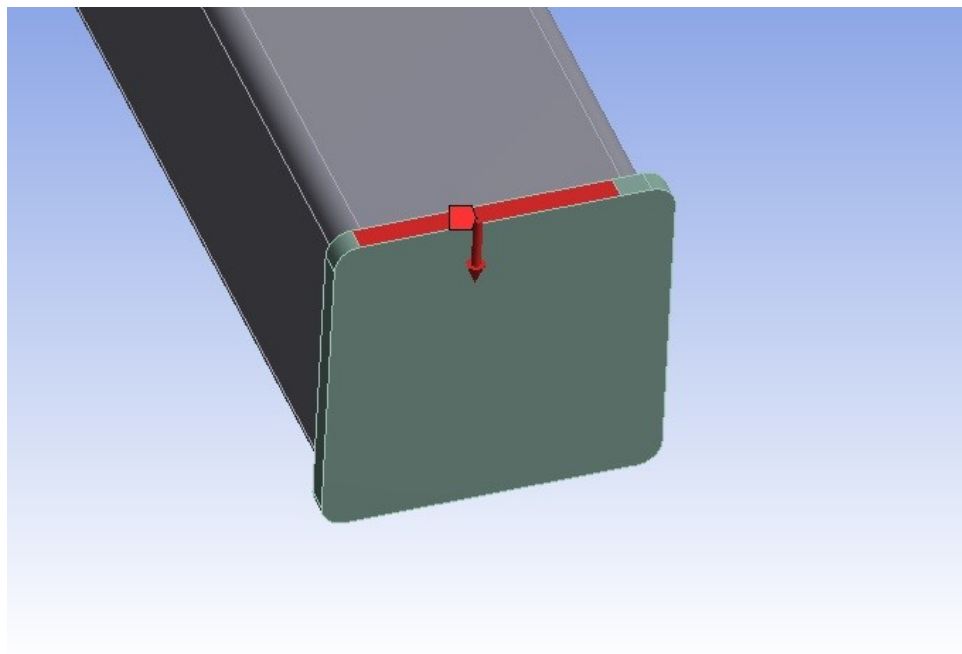
Vaakasauvaan on mallinnettu globaali ekvivalentti kaarevuus EN 1993-1-1 taulukon 5.1 mukaan. Kaarevuudeksi saadaan 5mm (L/150). Tämä voidaan myös korvata esim. fiktiivisellä häiriövoimalla, joka antaa saman rasituksen liitokselle kuin kaareva sauva, jonka päässä keskeisesti pistekuorma (pysytkuorma 5mm:n epäkeskisyydellä suoraan sauvaan). Ekvivalentti kaarevuus on melko suuri tässä tapauksessa verrattuna esim. SSAB:n ilmoittamaan korkealujuusteräsputkien suoruustoleranssiin 3mm/1metri ja 0.15% koko putken pituudella. EN-Standardit mahdollistaisivat myös valmistajan ilmoittamien arvojen käytön epätäydellisyyksien mallinnuksessa, mutta tässä tutkimuksessa on käytetty standardin taulukoituja arvoja. Teräsputkien levykenttiin on mallinnettu lokaalit lommahdusta vastaavat muodot, jotka ovat 60x60 putkella 0.3mm, 100x100 putkella 0.5mm ja 150x150 putkella 0.75mm (putken leveys/200).

Lokaalit epätäydellisyydet olisi voitu huomioida myös tarkemmin Ansys -laskennassa. Ominaisarvoanalyysin lommahdusmuodot voidaan siirtää suoraan skaalattuna epälineaarisen laskentamallin geometriamalliin alkuhäiriöiksi. Tässä työssä alkuhäiriöt on mallinnettu itse muuttamalla osien geometriaa, mutta lommahdusmuotojen suora siirto epälineaariseen laskentaan olisi vastannut paremmin alimpia laskettuja muotoja. Toisaalta voidaan kyseenalaistaa, onko valmistuksessa mahdollista ja todennäköistä syntyä lokaalia kaarevuutta putken sivulle pienelle matkalle kahteen tai useampaan suuntaan poispain seinämän tasosta ns. "aaltoiluna", kuten kuvissa 27 ja 28 on nähtävissä.

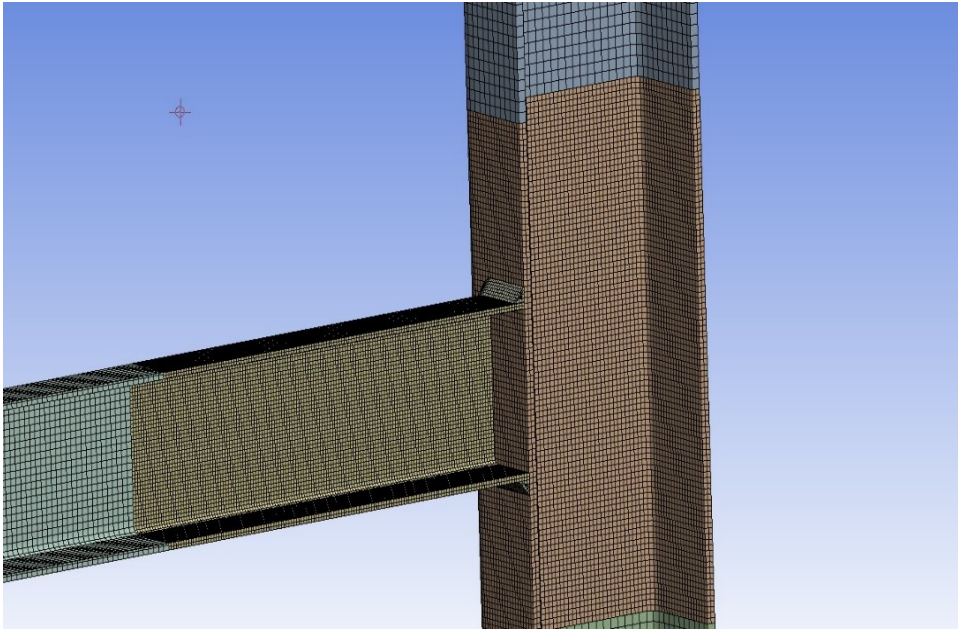
Liitoksille on käytetty aiemmin mainittua kaksoislineaarista materiaalimalia (kuva 20). HAZ-alueen materiaalin myötö- ja murtolujuutta on alennettu kertoimella $K_{HAZ}=0.85$.



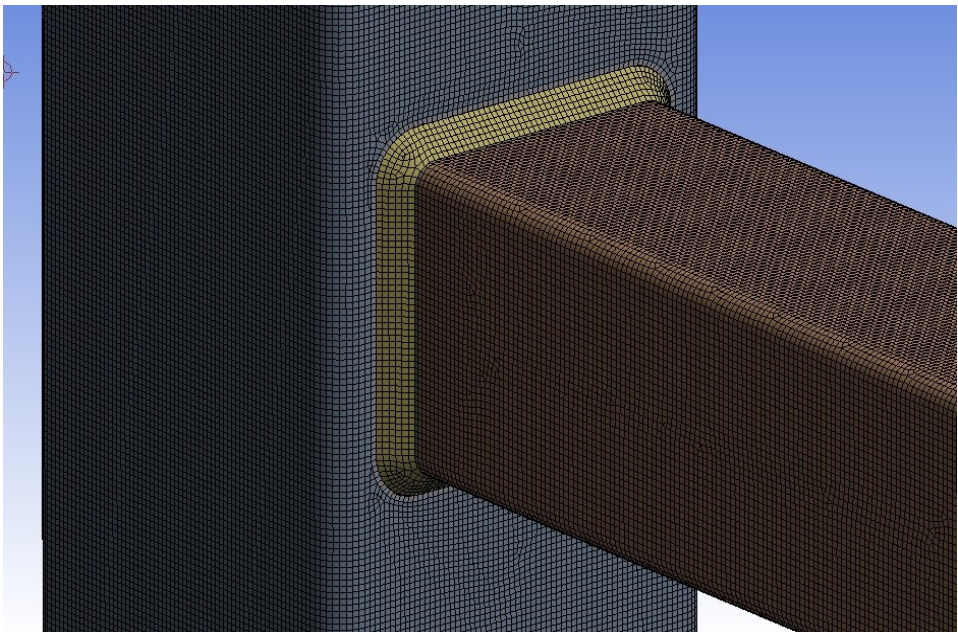
Kuva 13. Lokaalin epätarkkuus (mallinnettu sivujen kaarevuus nuolien suuntaan).



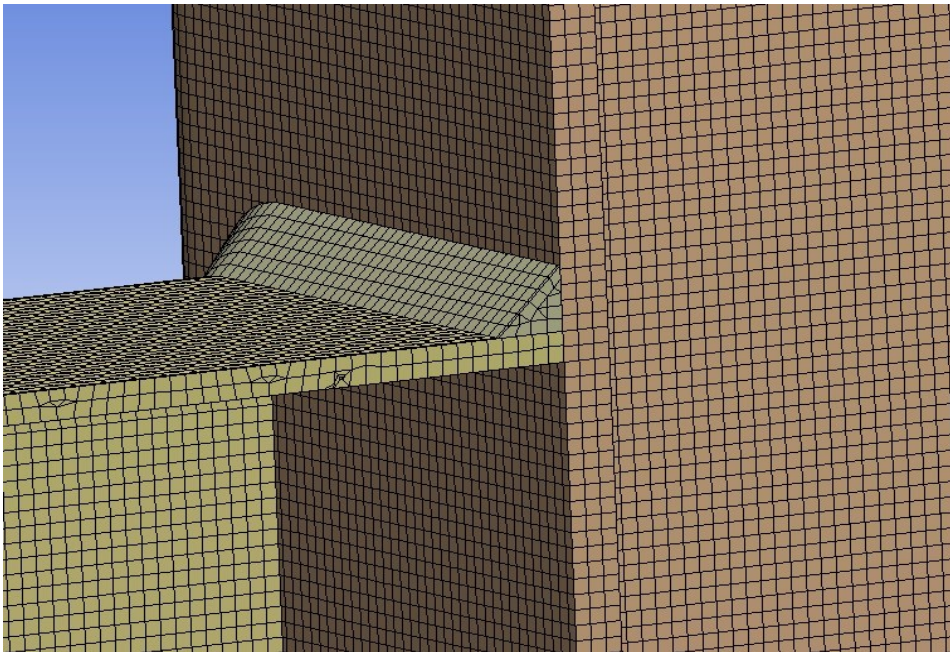
Kuva 14. Globaalin epätarkkuus (fiktiivinen häiriövoima diagonaalin päähän, eli epä-keskinen kuorma, joka kuvaa kaarevaa sauvaa, jonka päässä keskeinen kuorma).



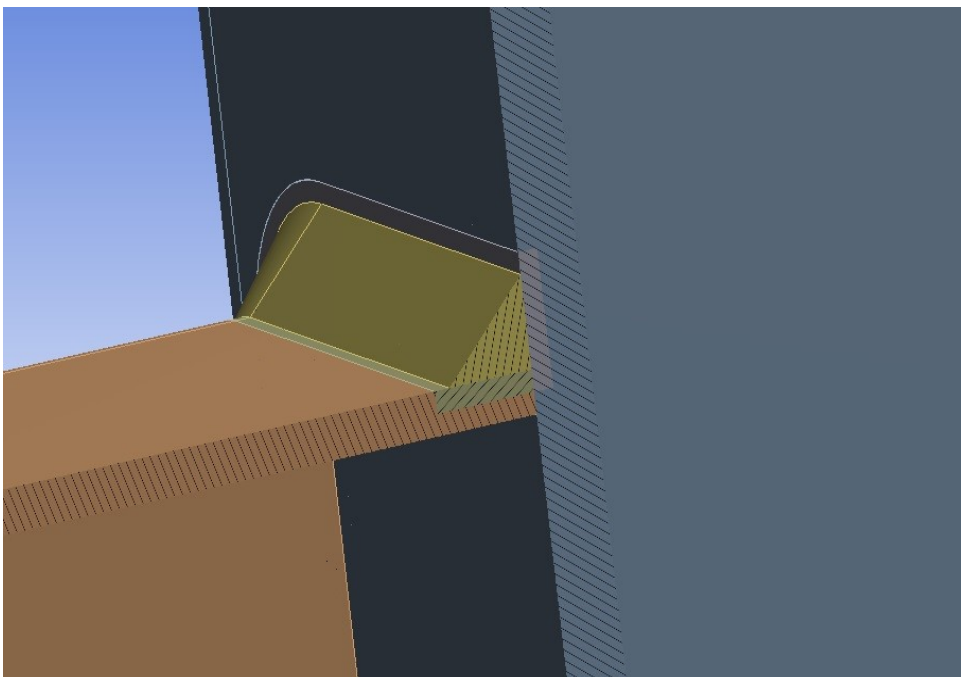
Kuva 15. Elementtiverkko liitoksissa, keskialueella tiheämpi verkko.



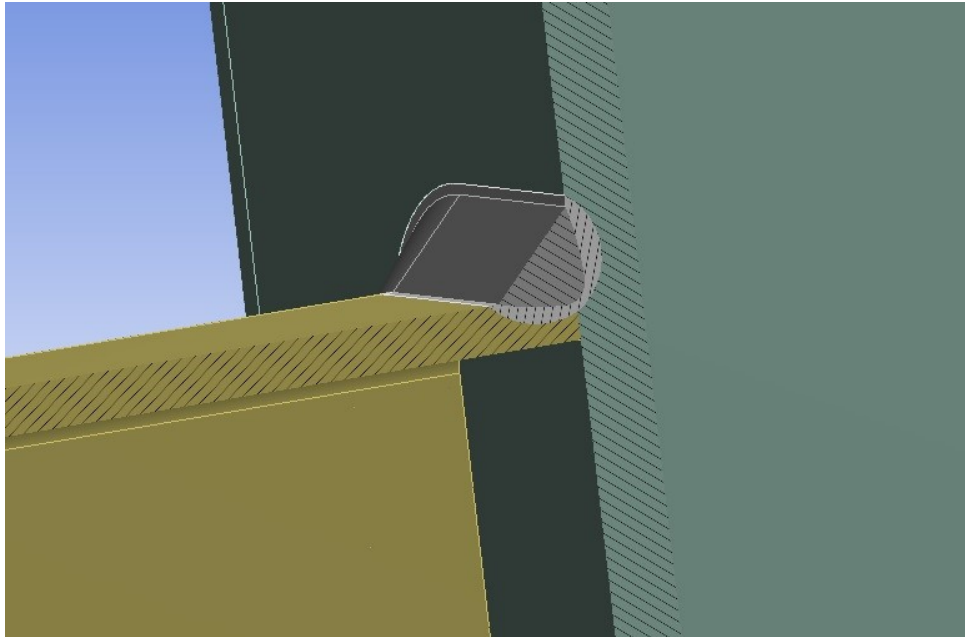
Kuva 16. Elementtiverkko liitoksessa 3. HAZ-alueen ja hitsin elementtikoko 2mm.



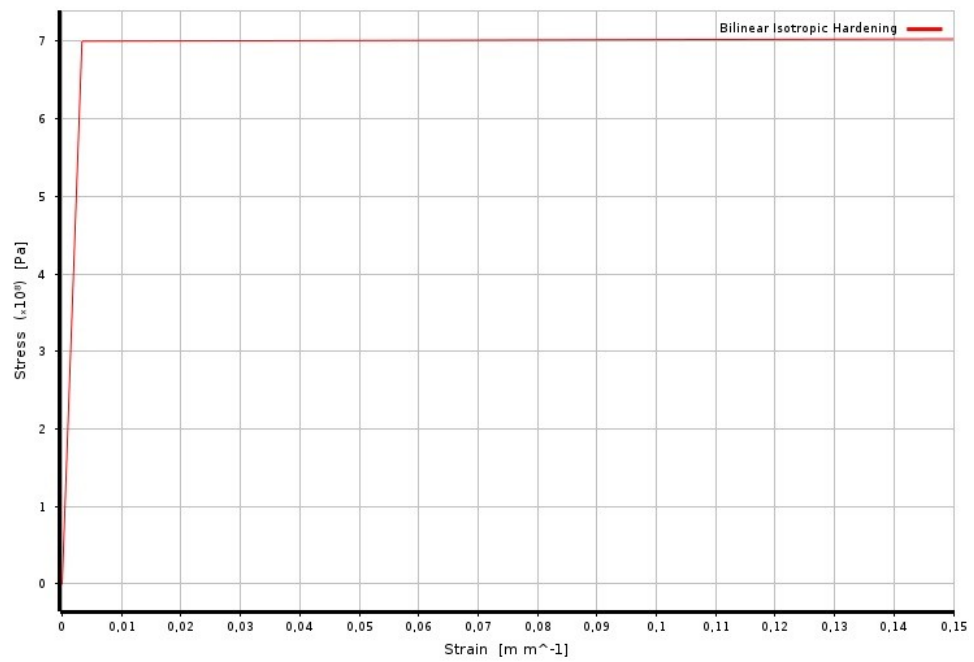
Kuva 17. Elementtiverkko liitoksessa 3, ilman HAZ-aluetta.



Kuva 18. HAZ-alueen yksinkertaistettu mallinnus liitoksille 1-4, HAZ-alueen paksuus 2mm. Suorakaiteen muotoiset HAZ-alueet hitsin ja putkien liitoksissa.



Kuva 19. HAZ-alueen mallinnus liitos 1.1, 1mm:n tunkeumalla, kaareva HAZ 1-2mm. Vaaleampi harmaa alue HAZ-alue.

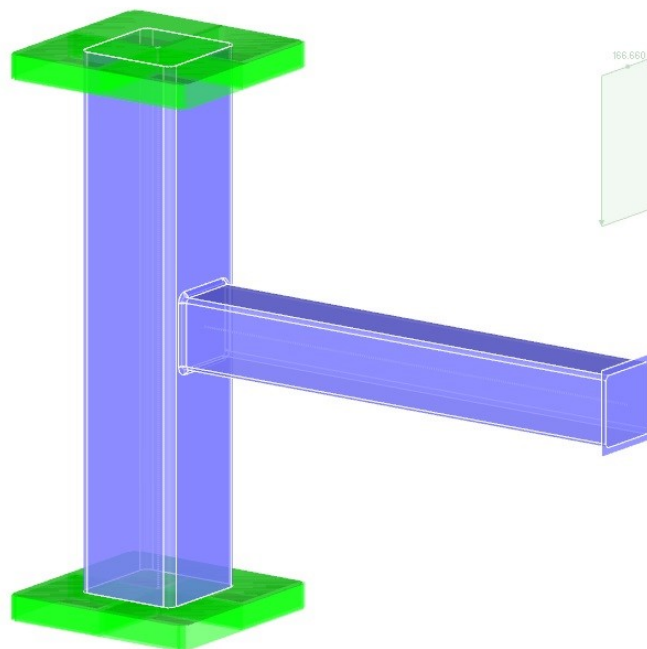


Kuva 20. Ideaaliplastinen kaksoislineaarinen materiaalmalli.

4.3.2 RFEM

Liitoksesta 3 on tehty Dlubal RFEM 5.16.01 laskentaohjelmalla mallinnus kuorielementeillä hitsin kanssa ja ilman. Kyseinen FEM -ohjelma on nykyään hyvin yleisesti käytetty rakennesuunnittelussa. Ohjelmalla mallinnetaan ja lasketaan sauva- ja tasoelementtirakenteita (seinät, laatat, pilarit, palkit) yleisesti niin teräs- kuin betonipuolella. Ohjelma on yleisesti käytetty esim. kehärakenteiden ja koko rakennuksen stabiliteetin laskentaan sekä erillisten rakenneosien kestävyyslaskentaan. Kyseisellä ohjelmalla voidaan mallintaa rakenteita ja liitoksia myös detaljitasolla kuorielementeillä, ja sen käyttö on viime aikoina lisääntynyt huomattavasti. Tämän vuoksi tähän tutkimukseen haluttiin sisällyttää lisäosiona yhden liitoksen mallinnus, jotta saadaan vertailutietoa kyseisen ohjelman kuorimallinnuksen korrelaatiosta käsinlaskelmien ja tarkempien FEM -laskentaohjelmien tuloksiin. Yleisesti ottaen kuorielementeillä mallinnusta pidetään riittävänä menetelmänä tämän tutkimuksen kaltaisten liitosten laskennassa. Tutkimukset kuorielementtimallien soveltuvuudesta on kuitenkin yleensä tehty detaljitason laskentaan kehittyneemmillä ohjelmilla. Tällaisista yleisesti käytetyistä voidaan mainita Ansys ja Abaqus.

Liitos 3 on mallinnettu samoilla mitoilla, materiaaleilla ja materiaalimalleilla kuin Ansys -ohjelmassa. Elementtiverkon koko on 2mm ja hitsin reuna-alueilla 1mm:n tiheennetty verkko.



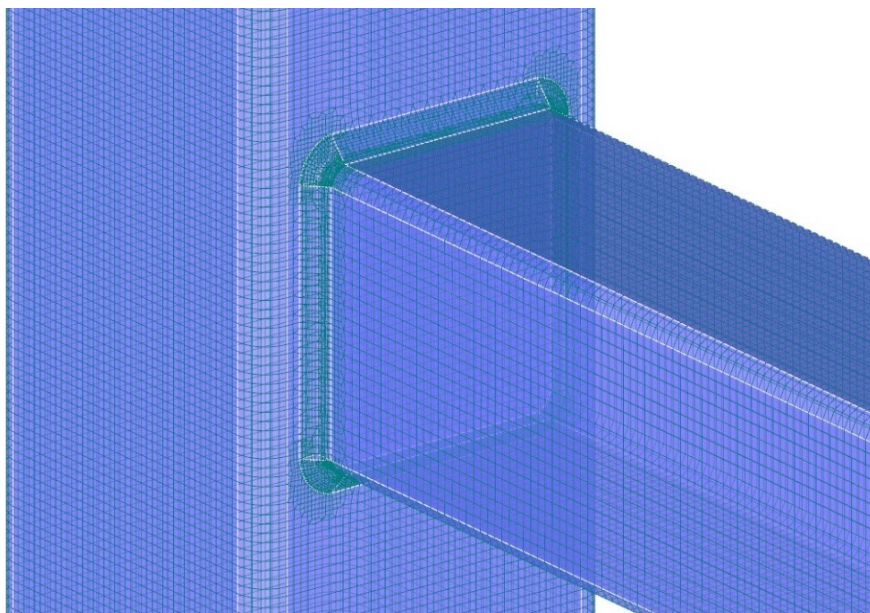
Kuva 21. RFEM-liitos.

Kuorielementit ovat tasomaisia elementtejä, jotka siirtävät kalvovoimia ja momentteja. Liitos on mallinnettu (RFEM standard stiffness) kuorielementeillä putkien seinämien keskilinjalle, eli ne ovat keskilinjaelementtejä. Hitsi on mallinnettu kuvissa 22 ja 25 esitetyllä tavalla. Lisäksi on tutkittu kaksi eri vaihtoehtoa liitoksen mallinnukseen ilman pienahitsin mallinnusta. Kiertymien selvittämiseksi on laskenta tehty myös vastaavalla sauvaelementtimallilla. Putken seinämävahvuudeksi kuorielementeissä on määritetty todellinen paksuus.

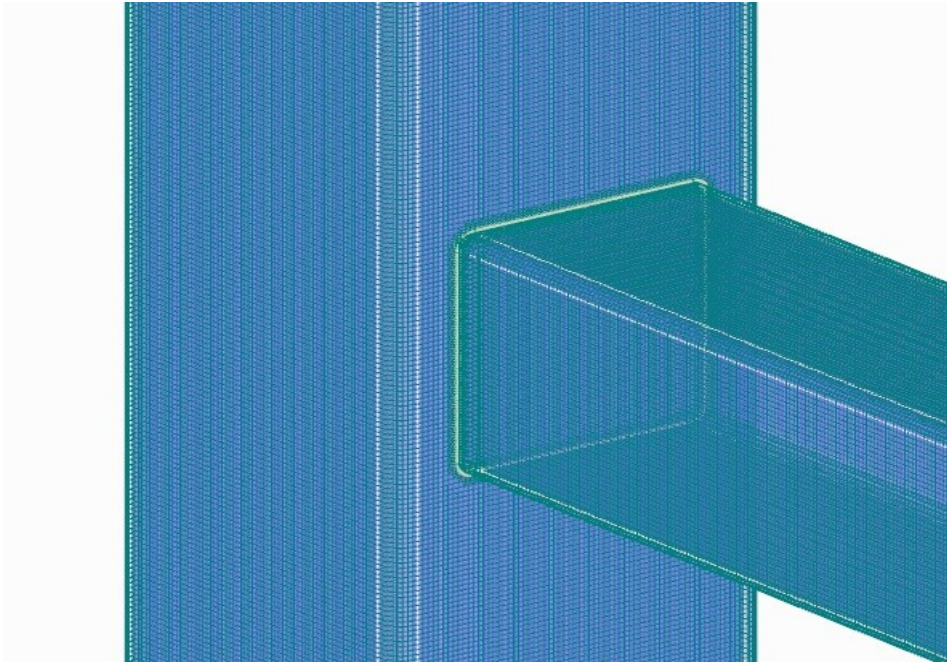
Tarkoituksena oli vertailla RFEM mallia ja Ansys -mallia keskenään eikä vertailussa ole huomioitu epätäydellisyyksiä tai HAZ-aluetta kummassakaan mallissa.

Erilaiset tutkitut hitsiliitosvaihtoehdot:

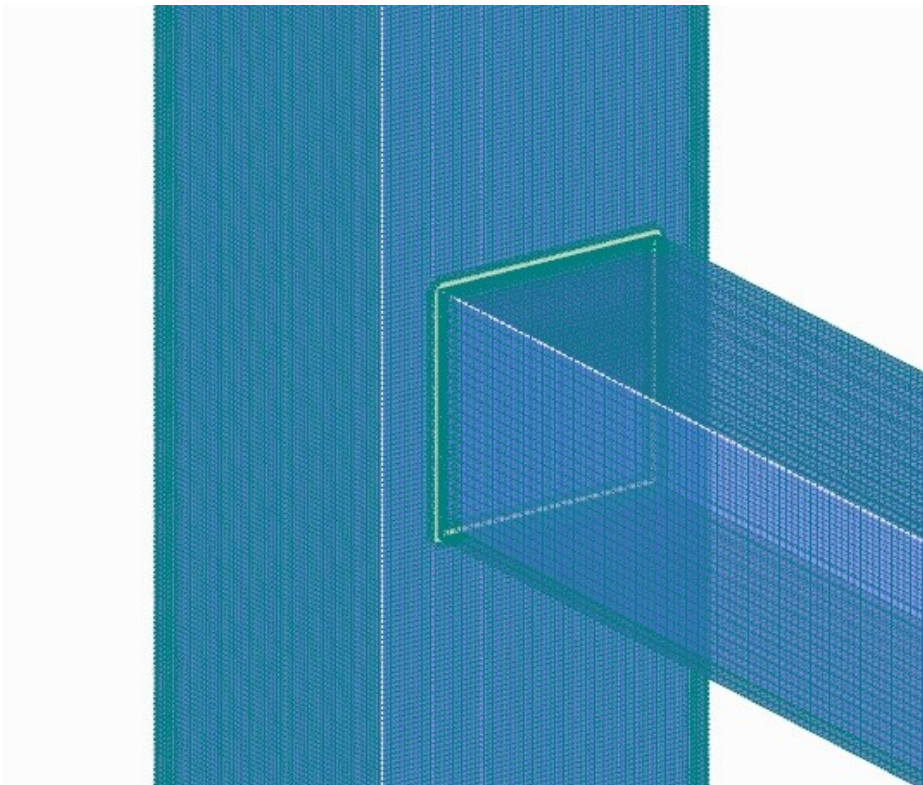
1. VE1, kuva 22, hitsin kuorielementin paksuus on sama kuin hitsin a-mitta=6 mm, normaalijäykkyyksinen kuorielementti, putkissa reunapyöristys, tutkittu usealla erilaisella elementtiverkon koolla hitsin alueella.
2. VE2, kuva 23, hitsiä ei ole mallinnettu, putkissa reunapyöristys.
3. VE3, kuva 24, hitsiä ei ole mallinnettu, putkissa ei reunapyöristystä.



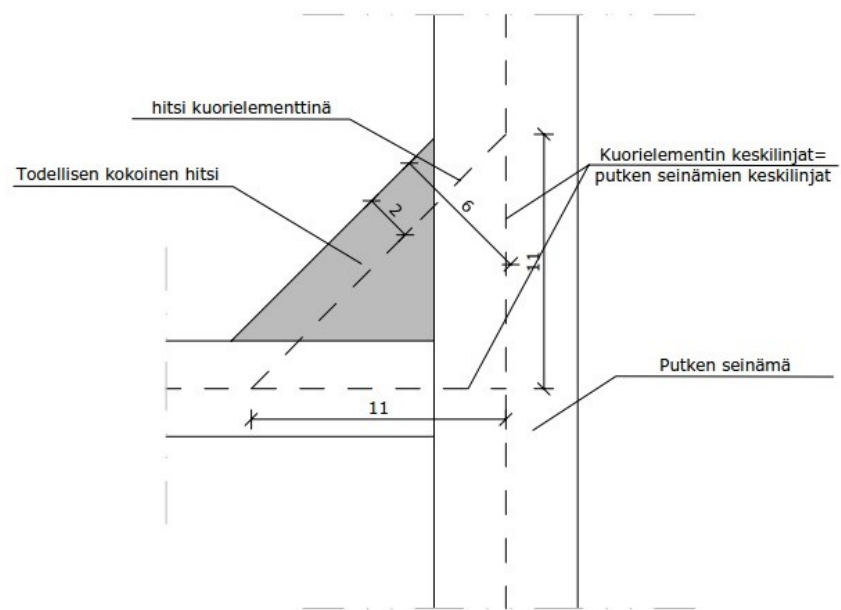
Kuva 22. RFEM-kuorimalli, hitsiliitoksen mallinnus, VE1.



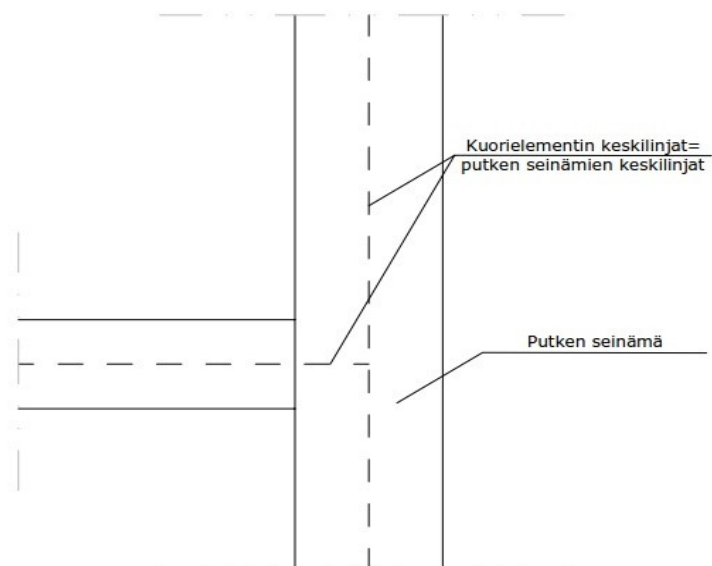
Kuva 23. RFEM-kuorimalli, hitsiliitoksen mallinnus, VE2.



Kuva 24. RFEM-kuorimalli, hitsiliitoksen mallinnus, VE3.



Kuva 25. Tutkimuksessa käytetty hitsin mallinnusperiaate kuorielementeillä, VE1.



Kuva 26. Tutkimuksessa käytetty hitsin mallinnusperiaate kuorielementeillä, VE2 ja VE3.

5 TUTKIMUSTULOKSET

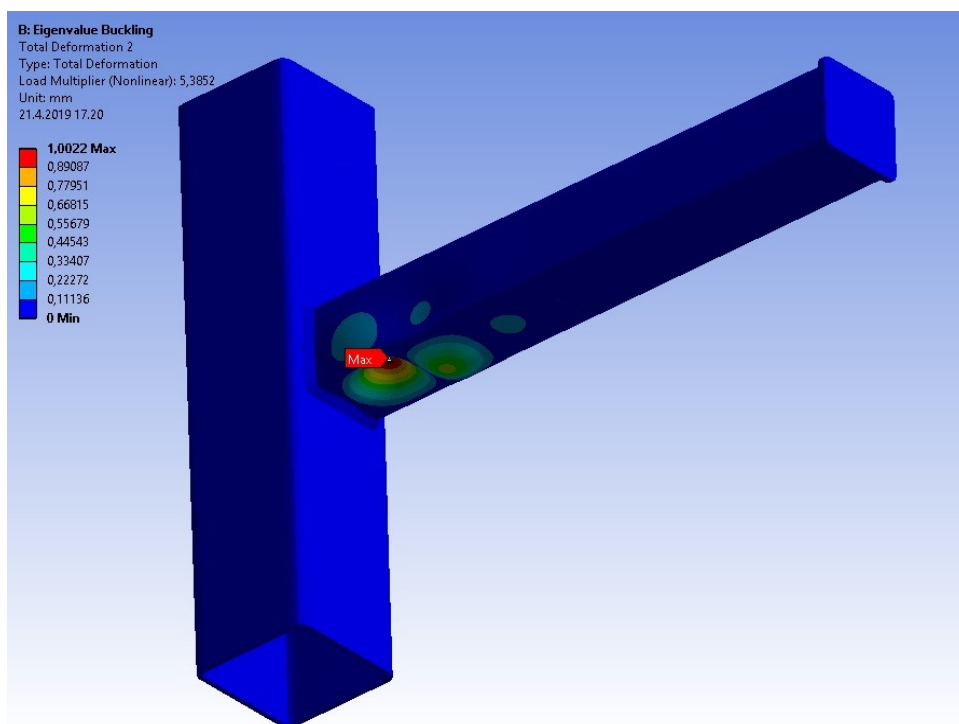
5.1 Tutkimustulosten tarkastelu

5.1.1 Stabiiliusilmiöt (lommahdus, nurjahdus ja kiepahdus)

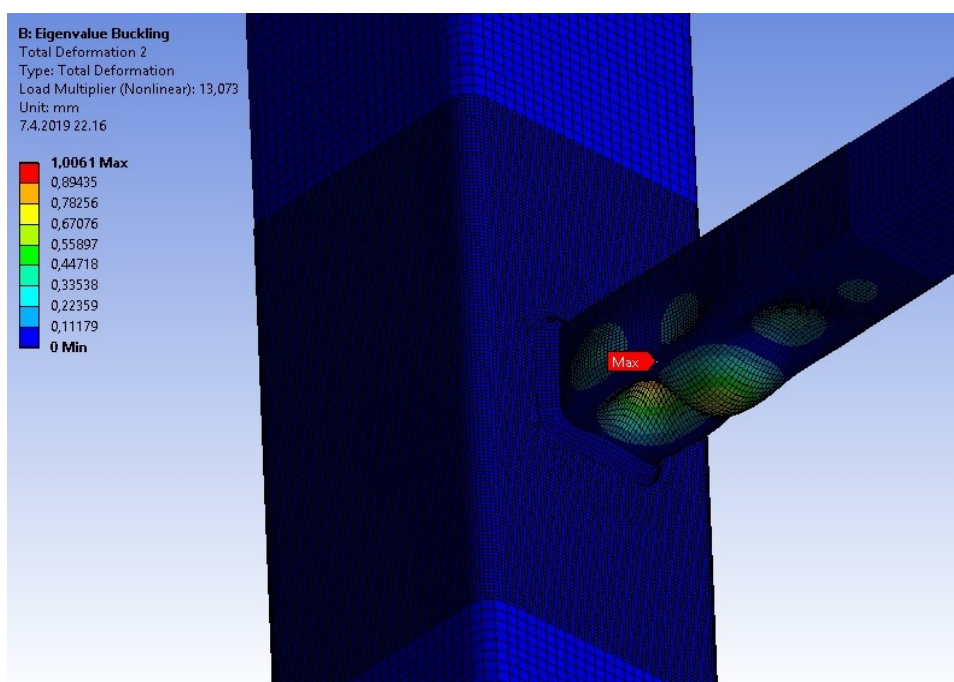
Tutkittavista liitoksista tehtiin stabiiliustarkastelut Ansys -ohjelmalla. Teoriaosuudessa kuvatulla tavalla tehtiin epälineaarinen ominaisarvoanalyysi epätäydellisyyksien kanssa. Liitoksilla 1 ja 3, alin kriittisin lokaali lommahdusmuoto esiintyy vaakaputken alalaipassa ja sivulaipoissa (kuvat 27 ja 28). Ansyksen kuormakerroin on n. 5.39, liitoksella 3 ja n. 13.1 liitoksella 1. Ennen epätäydellisyyksien lisäystä kuormakerroin liitoksella 3 oli 4.95, eli mallinnetut epätäydellisyydet eivät vaikuttaneet juuri lainkaan kuormakertoimeen kyseisessä liitoksessa. Globaaleja nurjahdusmuotoja ei esiinnyt alle 10:n kuormakertoimilla.

Stabiliteetti-ilmiöt eivät muodostu tutkittujen liitosten kestävyyttä rajoittaviksi tekijöiksi, vaan ne menettävät kestävyytensä myötäämällä ja murtumalla liitoksessa hitsien alueella. Tämä on päätelty ominaisarvoanalyysien kuormakertoimista, jotka johtavat suurempiin kuormituksen arvoihin kuin mitä liitosten plastinen taivutuskestävyys tai murtokestävyys ovat. Myös liitosten voima-siirtymäyhteyksiä on tutkittu graafisista kuvaajista ja todettu, ettei niissä tapahdu ”notkahduksia”, joissa siirtymät ja venymät alkaisivat kasvamaan huomattavasti suhteessa kuormanlisäykseen. Mikäli näin tapahtuisi ja kuvaaja kaartuisi vaakatasoon tai alaspäin, olisi se todennäköisesti merkki osittaisesta tai koko rakenteen stabiliteetin menetyksestä.

Tutkittujen liitoksen teräsputket eivät ole herkkiä epästabiiliusilmiöille ja epätäydellisyydet ovat hyvin pieniä. Liitoksissa, jotka ovat osa suurempaa kokonaisuutta, ja joihin liittyy raskaasti kuormitettuja pitkän jännevälin sauvarakenteita, tilanne on todennäköisesti toinen. Siellä varsinkin globaaleilla epätäydellisyyksillä on hyvin todennäköisesti merkitystä, kun otetaan vielä mukaan taivutuksen lisäksi sauvojen puristavat normaalivoimat. Fiktiivisten häiriövoimien käyttö on huomattavasti helpompaa kuin mallintaa epätäydellisyyksiä realistisesti. Erilaisten määräävien epätäydellisyyksien etsiminen mallintamalla useita erilaisia muotoja, on hyvin työläs tehtävä. Kannattaakin pohtia, onko niiden huomioonottaminen käytännön suunnittelutyössä missä määrin tarpeellista, varsinkaan mittatarkoissa rakenteissa.



Kuva 27. Liitos 3, rakenteen alin ominaismuoto (lokaali diagonaalien sivujen lommahdusmuoto).



Kuva 28. Liitos 1, rakenteen alin ominaismuoto (lokaali diagonaalien sivujen lommahdusmuoto).

5.1.2 Taivutusmomenttikestävyys

FEM -laskennassa plastinen taivutuskestävyys on laskettu 5%:n päävenymää vastaavana raja-arvona, joka on EN-standardeissa esitetty

murtorajatilaehto (EN-1993-1-5, C.8). Venymä on määritetty ekvivalentilla Von-Mises venymällä. Laskennan tulokset on esitetty taulukoissa 6-9. Liitoksen 1 tulokset on laskettu 1mm:n elementtiverkkokoolla liitosalueella ja suluissa oleva arvo tarkoittaa 2mm:n elementtiverkkokoolla laskettua tapausta. Kuvissa 29-45 on esitetty liitosten plastisoituneet alueet 5%:n ja 10%:n venymillä.

Taulukoiden lyhenteet:

- $M_{pl.R}$, eurokoodiin perustuva plastinen taivutuskestävyys
- $M_{pl.R.C}$, CIDECT:n ohjeeseen perustuva plastinen taivutuskestävyys
- f_{Red} , eurokoodin kestävyyskerroin
- $M_{pl.An}$, plastinen taivutuskestävyys Ansys -laskelmien mukaan ilman HAZ -aluetta
- $M_{pl.An.H}$, plastinen taivutuskestävyys Ansys -laskelmien mukaan HAZ -alueen kanssa

Kuvissa 46-51 esitetyt jännitys-venymäkäyrien tulokset eivät ole mistään tietystä yhdestä pisteestä, vaan maksimiarvoja koko mallista eri aika-askel-luksilla. Tästä johtuu plastisen alueen ”aaltoilu”, kun johonkin muodostuu jännityspiikki, jonka jälkeen kyseinen kohta plastisoituu ja jännitykset ja-kaantuvat taas uudelleen.

Kuvissa 29 ja 33, on nähtävissä selvästi liitosten 1 ja 3 erilainen käyttäytyminen myötöalueella. Liitos 1 plastisoituu lähes koko matkalta hitsin ja paarteen rajapinnalta, kun liitoksessa 3 plastisoituminen on taas huomattavasti paikallisempaa ja keskittyy hitsiin diagonaaliputken nurkkien alueelle hitsiin ja HAZ-alueelle.

Plastinen kestävyys on määritetty kuormituksen arvolla, jolla saavutetaan ensimmäisen kerran 5%:n kokonaisvenymä liitoksessa. Kuvissa nähdään, että liitoksella 1 ja 3 maksimivenymä 5% saavutetaan ensin uumaputken alaosassa hitsin reunassa puristuspuolella, mutta se on lähes yhtä suuri kuin putken yläosassa vedosta aiheutuva venymä 4.9%. Jos valittaisiin 5%:n raja-arvoksi yläpuolen vedosta aiheutuva venymä, liitoksen kestävyys kasvaisi korkeintaan n. 0.1 kNm, joten raja-arvoksi on valittu varmalla puolella oleva oletus sen mukaan, missä puristuman tai vedon aiheuttama venymä saavutetaan ensin. Murtovenymä 10% saavutetaan kaikissa liitoksessa yläpuolella vetorasitetulla alueella, josta liitokset kuormitusko-keidenkin mukaan murtuvat. Liitoksissa 1.1, 2 ja 4, saavutetaan maksimi-venymä 5% ensin vetopuolella.

Taulukkoon 6 on kerätty liitosten lasketut plastiset taivutuskestävyydet. CIDECT:n mukainen laskenta antaa jonkin verran parempia arvoja liitoksen kestävyydelle kuin eurokoodin mukainen laskenta. Kun verrataan FEM-laskelmia em. menetelmiin, huomataan, että FEM-laskelmat täsmäävät vä-hän paremmin eurokoodin arvojen kanssa. Fem-laskennan mukaiset kes-tävyydet ovat 8%:n sisällä verrattuna eurokoodin mukaiseen laskentaan, silloin kun hitsin koko on vähintään sama kuin uumaputken

seinämävahvuus. Kun vertaillaan HAZ-alueen sisältäviä laskentamallin tuloksia eurokoodin laskentakaavojen mukaisiin tuloksiin, tarvittava redusointikerroin vaihtelee välillä $K_{red}=0,74-0,98$ ja keskiarvoksi saadaan kaikista tutkituista liitoksista 0.82 (taulukko 6). Eurokoodin redusointikerroin $K_{red}=0,8$ pitäisi tämän perusteella melko hyvin paikkaansa. On kuitenkin muistettava, että HAZ-mallin tuloksiin vaikuttaa se, kuinka paljon materiaalin lujuutta on laskettu HAZ-alueella. Jos materiaalin lujuuden alenemaksi otettaisiin 15%:n sijasta vähemmän, esim. 10%, johtaisi se varmastikin pienempään redusointitarpeeseen. Myös hitsien kasvattaminen pienentää redusointitarvetta. HAZ-alueen aiheuttamasta lujuudenalene-
masta ja suositeltavasta hitsikoosta tarvittaisiin lisätutkimusta.

Kun vertaillaan FEM-laskennan tuloksia ilman HAZ-aluetta ja eurokoodin/CIDECT:n laskennan mukaisia tuloksia ilman redusointikertoimia keskenään, huomataan että FEM-laskenta antaa kauttaaltaan pienempiä kestävyysliitoksille. Kun vertaillaan FEM-laskennan tuloksia HAZ-alueen kanssa ja eurokoodin/CIDECT:n mukaisia tuloksia redusointikertoimilla, päästään samankaltaisiin arvoihin taivutuskestävyydessä. Tällöin osassa liitoksia FEM-laskenta antaa pienempiä kestävyysliitoksia ja osassa EC/CIDECT antaa pienempiä kestävyysliitoksia. Tulokset eivät ole keskenään täysin vertailukelpoisia, koska laskentakaavat perustuvat paarteiden pinnan kestävyysliitoksien osalta myötöviivateoriaan ja FEM-laskenta 5%:n venymään, jossa huomioidaan osittainen plastisoituminen. Kumpi menetelmä antaa paremmin todellisuutta kuvaavia tuloksia, ei selviä kuin tekemällä paljon kuormitusko-
keita liitoksista ja vertaamalla niitä eri laskentamenetelmiin. Myötöviivateoriassa ei huomioida pienahitset ja niiden kokoja taivutuskestävyyteen. Kun FEM-laskennalla määritetään liitosten kestävyysliitokset päittäishitsattuina, saadaan vieläkin pienempiä kestävyysliitosten arvoja kuin eurokoodin ja CIDECT:n mukaisilla menetelmillä.

Liitos 1 tutkittiin kahdella eri laskentaverkon koolla liitosalueella. Kun laskentaverkon kooksi valittiin 2mm liitosalueella, saatiin 15% parempia plastisen kestävyysliitosten arvoja liitokselle kuin 1mm:n elementtiverkkokoolla. Pienemmällä elementtiverkolla jännitykset ja venymät keskittyvät pienemmälle alueelle aivan hitsin terävään kulmaan paarteen pinnan puolelle. Suuremmalla verkkokoolla ei tapahtunut samanlaista keskittymistä, vaan venymän maksimi-arvot sijaitsivat hitsin vieressä paarteen pinnassa. Elementtiverkon koon valinnalla näyttäisi näin ollen olevan merkitystä venymän arvoihin liitoksessa. Taivutuskestävyyden tulokset on esitetty liitoksessa 1 kummallakin elementtiverkon koolla. Kestävyysliitosten määrittäminen sen mukaan, missä venymät saavuttavat ensin 5%:n arvon on hyvin varmalla puolella oleva arvio, koska 5%:n venymäalue saattaa olla hyvin pieni ja paikallinen, muutaman millimetrin kokoinen alue.

HAZ -alueen mallinnus oli kokeilu, mutta tulosten perusteella laskenta HAZ -alueen kanssa antaa luotettavan tuntuisia tuloksia. Eurokoodissa vaaditaan kertomaan perusaineen lujuus FEM -laskelmissa pienennyskertoimella 0.85 välittömästi hitsin vieressä. Jos verrataan laskentamalleja HAZ-

alueella ja ilman, voidaan todeta, että koko liitoksen kestävyys ei alene samassa suhteessa tämän redusointikertoimen kanssa. HAZ -alueen mallinnus alennetulla perusaineen lujuudella (85%) laskee liitoksen kokonaiskestävyyttä vain 5-10 %. Laskentamallissa ei ole huomioitu putken reuna-alueen muokkauslujittumista, mikä todennäköisesti kompensoi lisäksi HAZ -alueen alentunutta lujuutta siellä missä jännitykset keskittyvät putken kulmiin. Toisaalta pyöritysten alueella on jäännösjännityksiä, joita on taas hankala huomioida. Näin ollen on päätetty jättää muokkauslujittumisen ja jäännösjännitysten vaikutukset selvitysten ulkopuolelle.

Liitokseen 1.1 mallinnettiin tarkka 5mm:n pienahitsi 1mm:n tunkeumalla ja HAZ -alueella, jolla saadaan hieman parempi kestävyys kuin liitokselle 1, jossa oli 5mm:n pienahitsi HAZ -alueella ja ilman tunkeumaa. Liitos on yleisesti ottaen luonteeltaan sellainen, että hitsin koolla on vähän merkitystä liitoksen kestävyydelle, ellei sen koko mene alle 5mm:n (laajalle jakaantunut plastisoituminen ja paarteen seinämän plastisoituminen). Hitsin koon kasvattaminen liitoksissa 1 ja 1.1 ei todennäköisesti oleellisesti lisää rakenteen kestävyttä. Liitoksessa 3 hitsin ja HAZ-alueen merkitys kestävyydelle taas korostuu enemmän, koska jännitykset muodostuvat paikallisemmiksi juuri putken kulmiin hitsin ja HAZ -alueen rajalle. Täällä hitsin koon kasvattaminen parantaa enemmän liitoksen kestävyttä. Hitsin vaikutus tarkastettiin liitoksessa 4, mallintamalla vaakaputken liitos päitäishitsattuna (läpihitsattu v-railo), ilman pienahitsiä, jolloin taivutuskestävyydeksi saatiin ilman vähennyskertoimia $M_{pl,An}=10.2$ kNm, kun 4mm:n pienahitsiliitoksella vastaava arvo oli $M_{pl,An}=11.9$ kNm ja 6mm:n pienahitsillä 14.1 kNm.

Taulukkoon 7 on kerätty FEM -mallin mukaisia liitoksen plastisen taivutuskestävyyden arvoja ilman HAZ -alueen mallinnusta, jossa arvot on kerrottu eurokoodin redusointikertoimilla. HAZ -alueen mallinnuksella saadaan parempia kestävyksiä, jos verrataan ilman HAZ -aluetta mallinnettuihin liitoksiin, jotka on kerrottu eurokoodin redusointikertoimella.

Taulukossa 9 on esitetty liitosten plastiset kestävydet ja murtokestävydet Ansys -ohjelmalla laskettuna. Huomionarvoista tuloksissa on myötö- ja murtokestävyys pienä suhde. Täytyy kuitenkin muistaa, että murtokestävyys on määritetty ensimmäisen kohdan mukaan, jossa kokonaistasave-nymä saavuttaa 10%:n raja-arvon. Tämä on hyvin konservatiivinen arvio murtokestävydestä, mutta käytännössä riittävä ja turvallisella puolella oleva arvio. Rakenne ei todellisuudessa menetä heti kokonaan kantokykyään, ennen kuin vaurio etenee vähän pidemmälle.

Hieman yllättävä tulos laskelmien perusteella on, että liitoksilla epätäydellisydet eivät vaikuta juuri lainkaan plastisen taivutuskestävyyden arvoihin, lukuun ottamatta liitosta 4, jossa taivutuskestävyys on hieman parempi, kun ei huomioida epätäydellisyyksiä. Murtokestävyksiin epätäydellisyyksien poisjättäminen vaikuttaa jonkin verran lisäämällä rakenteen kapasiteettia. Epäkeskinen putken käyryydestä aiheutuva kuorma

aiheuttaa vähän vääntöä liitokseen, mutta sen vaikutus näin pienillä kuormilla ja lyhyellä ulokkeella on hyvin vähäinen.

Taulukko 6. Plastinen taivutuskestävyys.

PLASTINEN TAIVUTUSKESTÄVYYS											
LIITOS	EC	CIDECT	EC	CIDECT	Ansysis	Ansysis	Suhde	Suhde	Suhde	Suhde	Suhde
					ilman HAZ	HAZ			K_{red} tarv.	K_{HAZ} tarv.	
					venymä 5%	venymä 5%	$M_{pl,1R}/$	$M_{pl,An,H}/$	$M_{pl,1R}/$	$M_{pl,An,H}/$	$M_{pl,An,H}/$
	$M_{pl,R}$	$M_{pl,R,C}$	K_{Red}	$M_{pl,1R}$	K_{red}	$M_{pl,1R,C}$	$M_{pl,An}$	$M_{pl,An,H}$	$M_{pl,An,H}$	$M_{pl,R}$	$M_{pl,An}$
	kNm	kNm		kNm		kNm	kNm	kNm			
1	6.8	7.5	0.8	5.4	0.8	6	5.2 (6.0)	5.0 (5.7)	1.08(0.96)	0.74(0.84)	0.96(0.95)
1.1	6.8	7.5	0.8	5.4	0.8	6	-	5.5	0.96	0.81	-
2	4.3	4.3	0.8	3.4	0.8	3.4	4.5	4.2	0.81	0.98	0.93
3	15.7	17.3	0.8	12.6	0.8	13.8	14.1	12.7	0.99	0.81	0.90
4	15.7	17.3	0.8	12.6	0.8	13.8	11.9	11.8	1.07	0.75	0.99

Taulukko 7. Plastinen taivutuskestävyys.

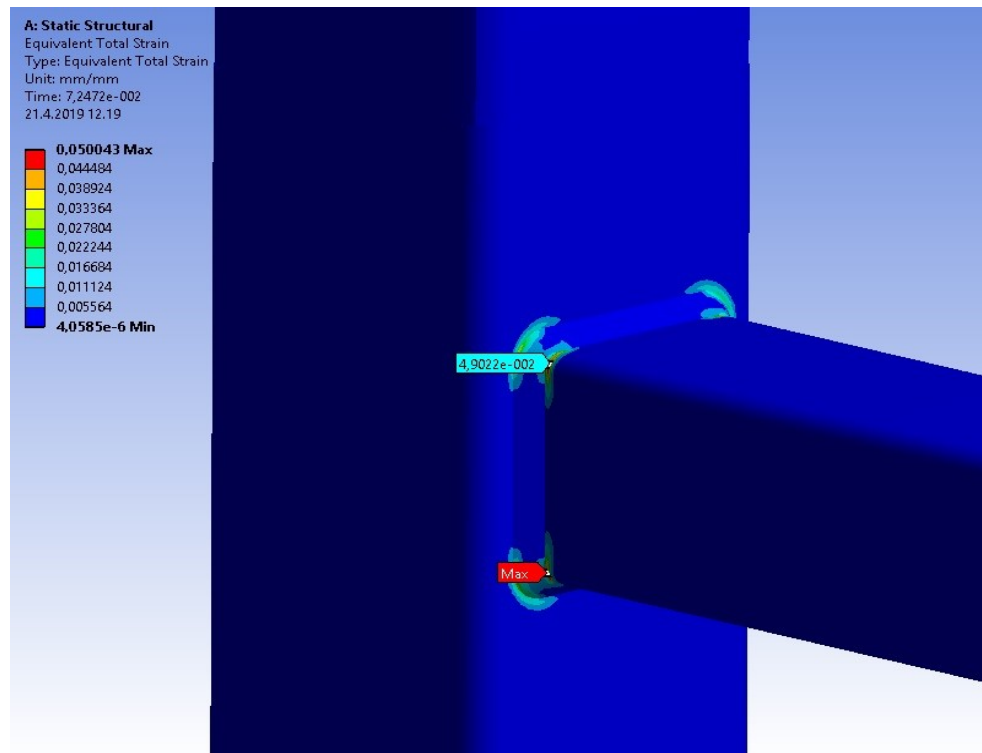
PLASTINEN TAIVUTUSKESTÄVYYS					
LIITOS	Ansysis				
	ilman HAZ				
	venymä 5%				
	$M_{pl,An}$	K_{Red}	$M_{pl,An,Kred}$	K_{HAZ}	$M_{pl,An,KHAZ}$
	kNm		kNm		kNm
1	5.2 (6.0)	0.8	4.2 (4.8)	0.85	4.4 (5.1)
1,1	-	-	-	-	-
2	4.5	0.8	3.6	0.85	3.8
3	14.1	0.8	11.3	0.85	12.0
4	11.9	0.8	9.5	0.85	10.1

Taulukko 8. Liitoksen kohta, jossa saavutetaan ensin plastinen kestävyys.

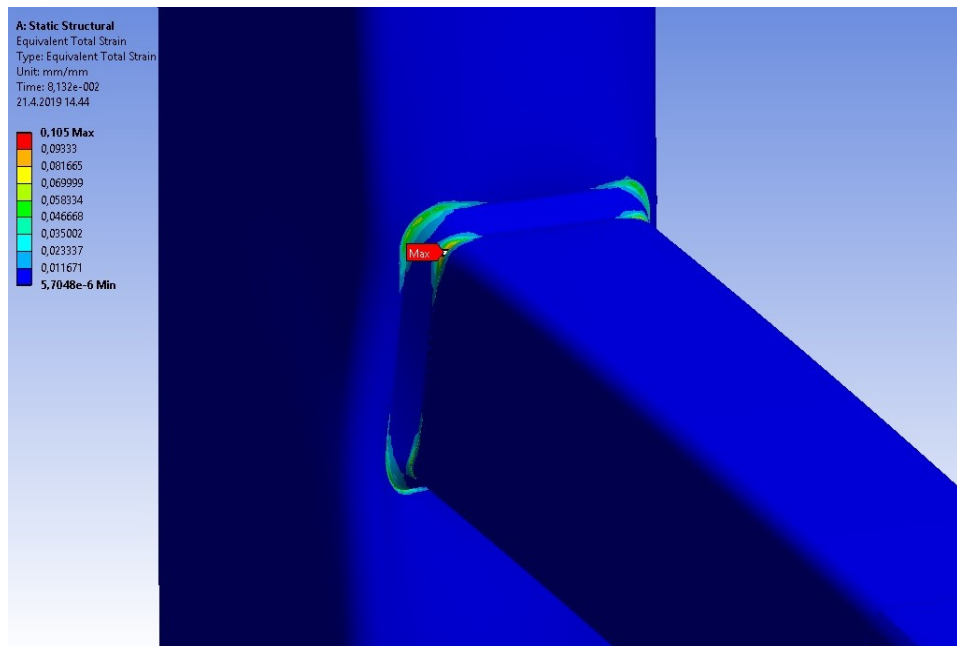
PLASTINEN TAIVUTUSKESTÄVYYS			
LIITOS	Eurokoodi	CIDECT	ANSYS
	Määrittää kestävyys	Määrittää kestävyys	Määrittää kestävyys
1	paarteen pinta	paarteen pinta	HAZ/paarteen pinta
1,1	paarteen pinta	paarteen pinta	HAZ/paarteen pinta
2	Hitsi	hitsi	HAZ/paarteen pinta
3	paarteen pinta	paarteen pinta	HAZ/ diag. pinta
4	Paarteen pinta	Hitsi	HAZ/ diag. pinta

Taulukko 9. Plastinen- ja murtokestävyys taivutuksessa.

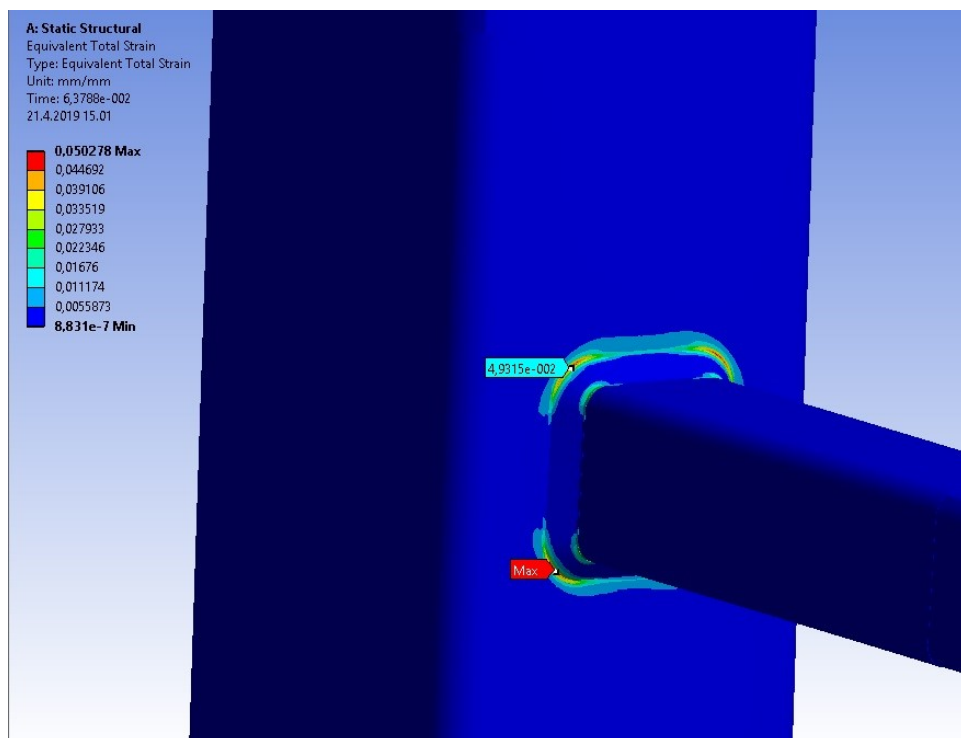
PLASTINEN- JA MURTOKESTÄVYYS, ANSYS							
LIITOS	Ansysis	Ansysis	Ansysis	Ansysis	Ansysis	Ansysis	Suhde
	HAZ	Ilman HAZ	Ilman HAZ, ei epät.	HAZ	Ilman HAZ	Ilman HAZ, ei epät.	$M_{pl,An,H} / M_{u,An,H}$
	venymä 5%	venymä 5%	venymä 5%	venymä 10%	venymä 10%	venymä 10%	
	$M_{pl,An,H}$	$M_{pl,An}$	$M_{pl,An}^*$	$M_{u,An,H}$	$M_{u,An}$	$M_{u,An}^*$	
	kNm	kNm	kNm	kNm	kNm	kNm	
1	5.0 (5.7)	5.2 (6.0)	5.2 (6.0)	5.8 (6.8)	6.0 (6.9)	6.1 (7.0)	0.86
1.1	5.5	-	-	5.9	-	-	0.93
2	4.2	4.5	4.5	4.9	5.2	5.2	0.86
3	12.7	14.1	14.1	16.1	17.5	17.7	0.79
4	11.8	11.9	12.2	15.0	15.0	14.7	0.79



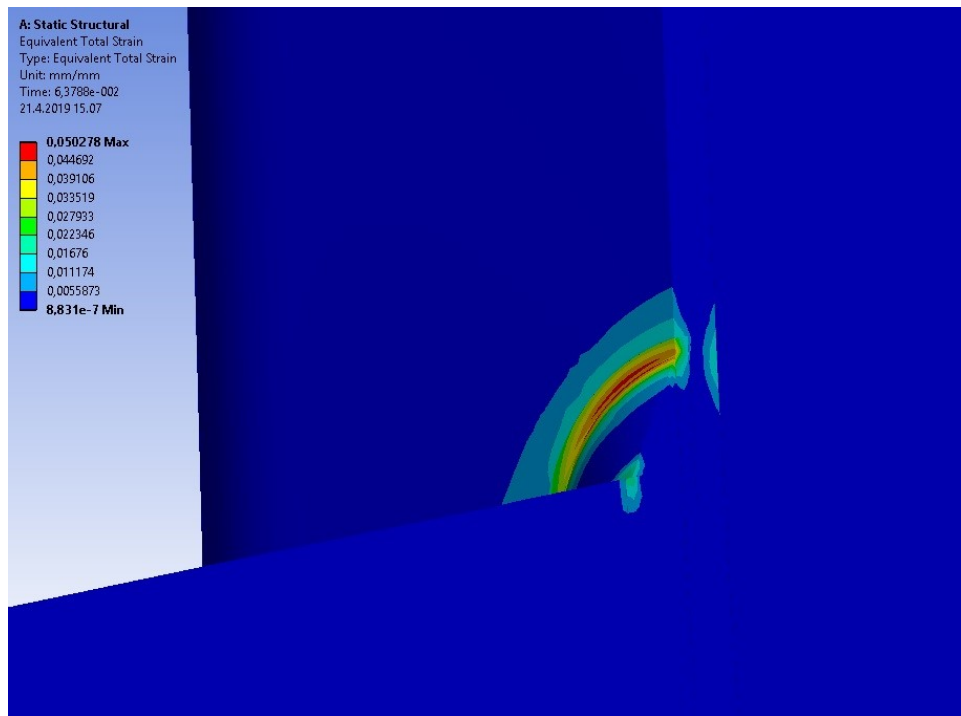
Kuva 29. Liitos 3 (HAZ-malli), plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran. Lievää plastisoitumista myös paarteen sisäpuolella reunapyöristysten alueella.



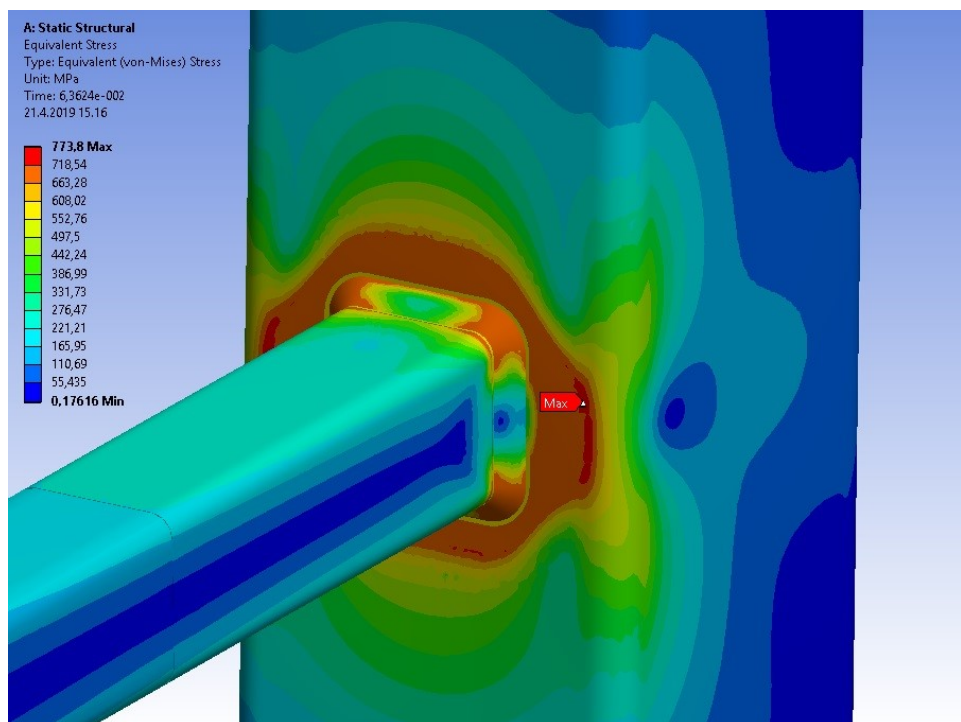
Kuva 32. Liitos 3, (HAZ-malli), plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 10% ensimmäisen kerran. Liitos ei ole murtovenymälläkään palstisoitunut kuin osittain nurkkien alueelta.



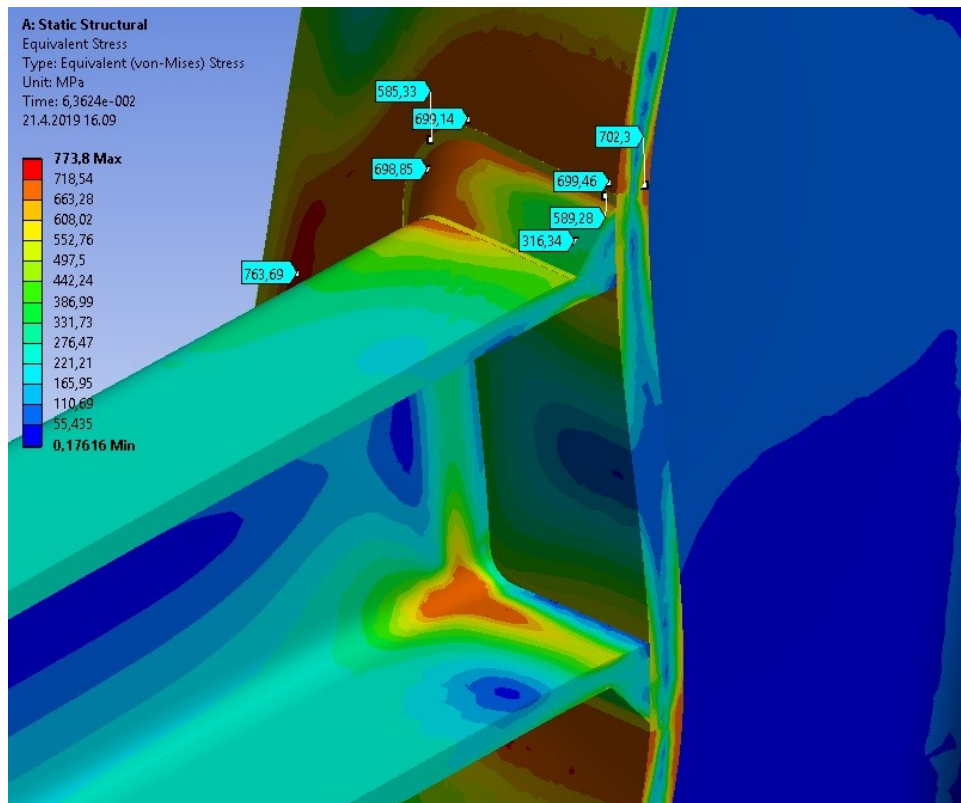
Kuva 33. Liitos 1 (HAZ-malli), plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran. Plastisoitumista koko hitsin matkalla, myös paarteen pinnan sisäpuolella.



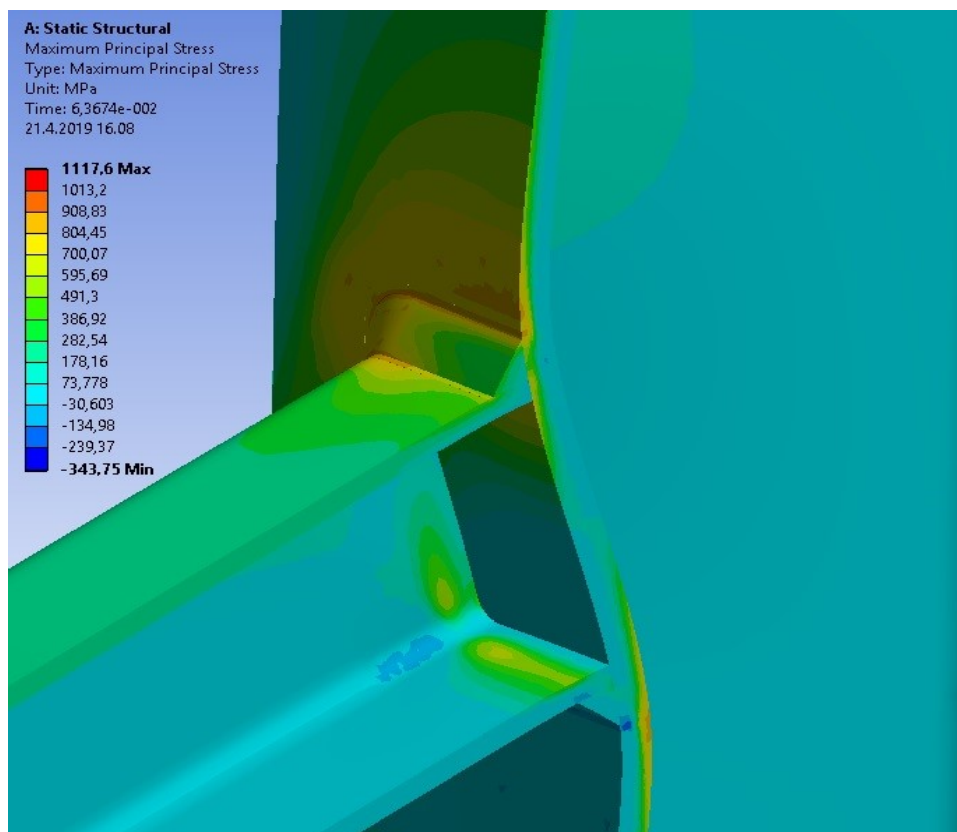
Kuva 34. Liitos 1 (HAZ-malli), venymä max. 5%, leikkaus nurkasta.



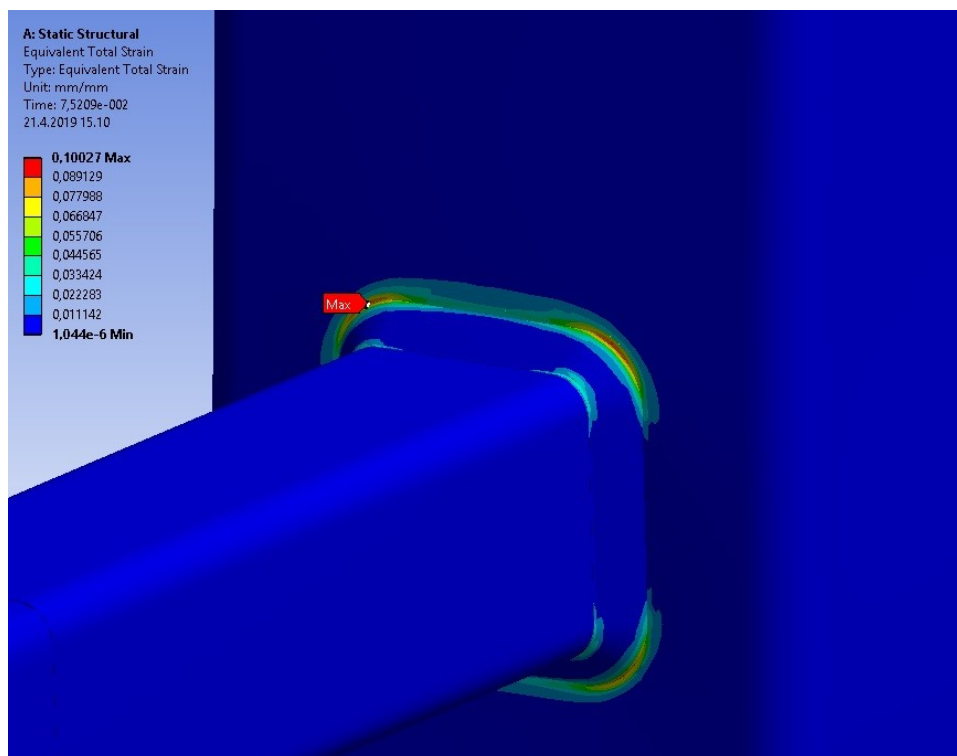
Kuva 35. Liitos 1 (HAZ-malli), Von-Mises jännitykset, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran.



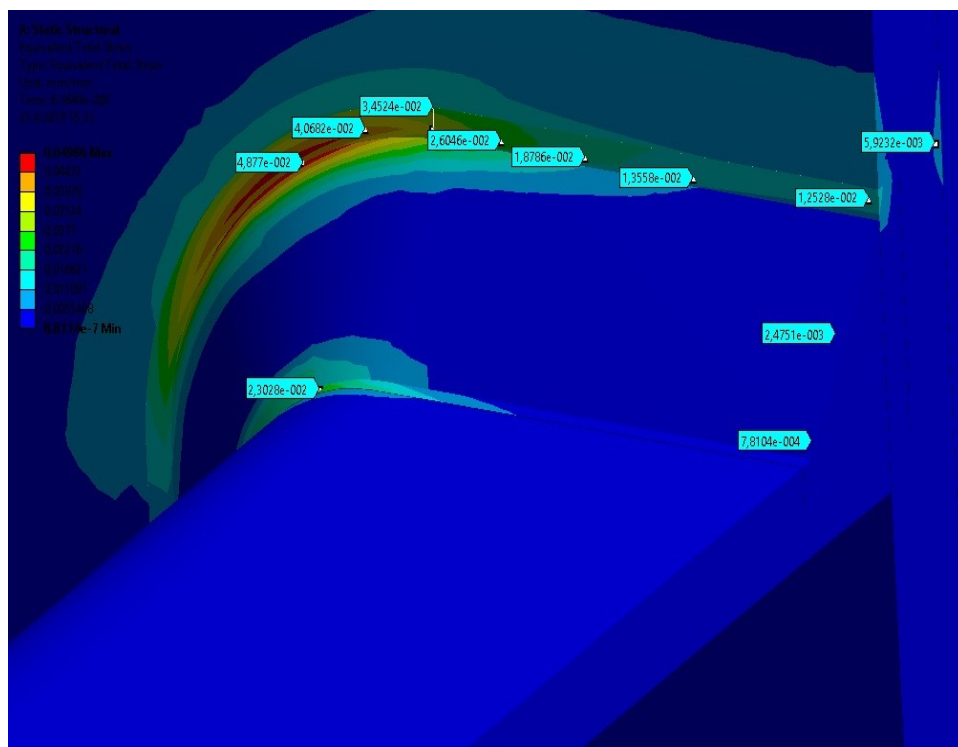
Kuva 36. Liitos 1, (HAZ-malli), Von-Mises jännitykset, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran. HAZ-alueella pienempi jännitys kuin hitsissä ja perusaineessa.



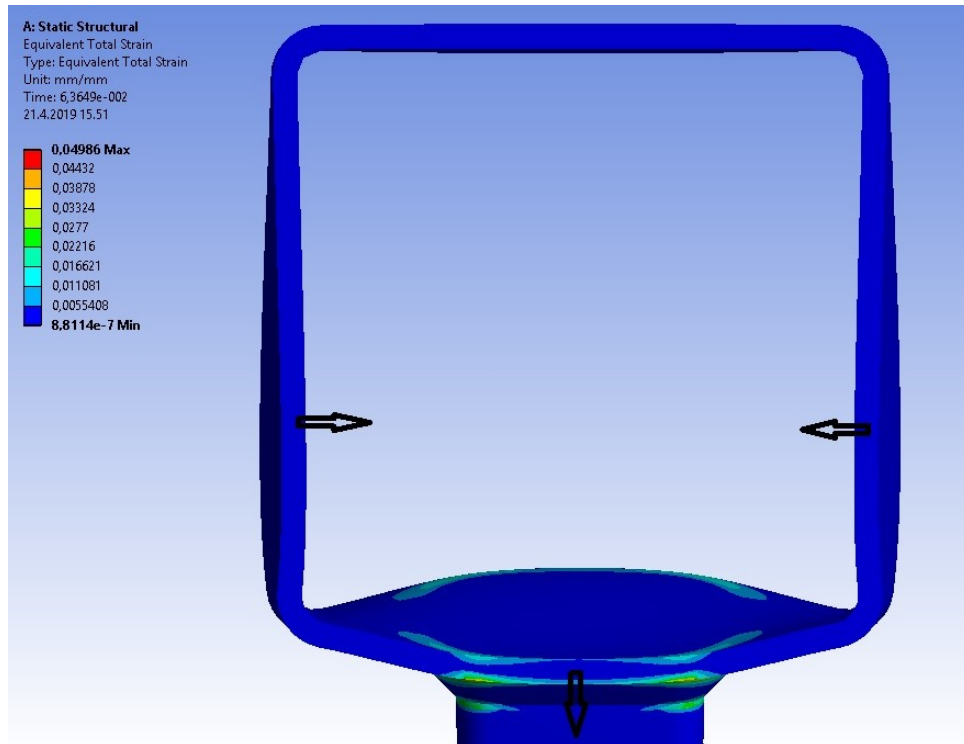
Kuva 37. Liitos 1, pääjännitykset, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran.



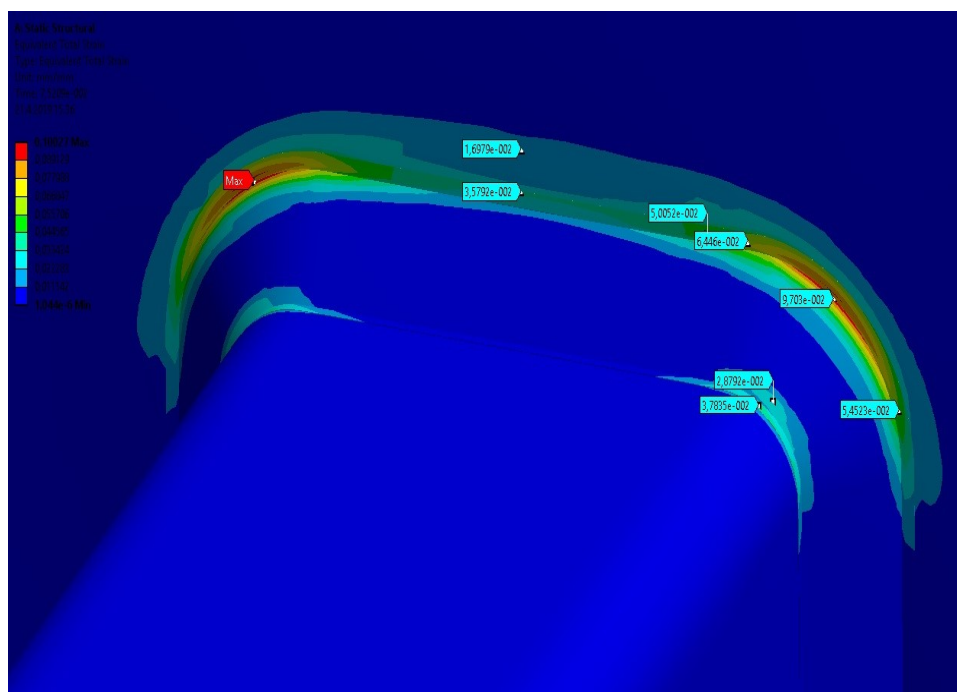
Kuva 38. Liitos 1, (HAZ-malli), plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 10% ensimmäisen kerran. Plastisoitumista koko hitsin matkalla, myös paarteen pinnan sisäpuolella.



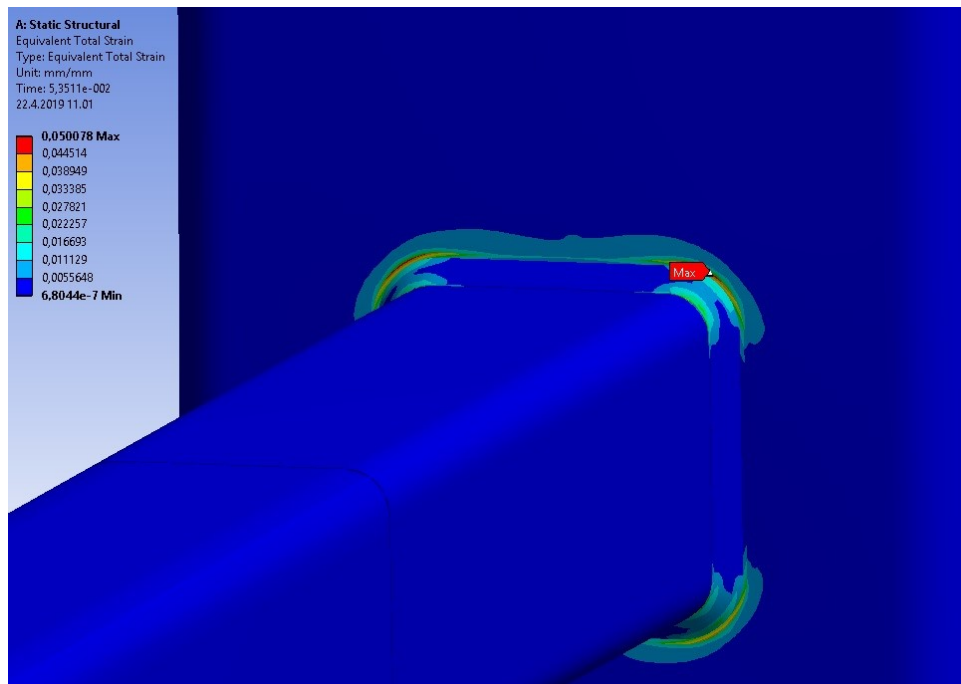
Kuva 39. Liitos 1 (HAZ-malli), venymäjakauma liitoksessa. Nurkkien välillä uumasauvan keskellä venymä 1.25% ja nurkissa 5%.



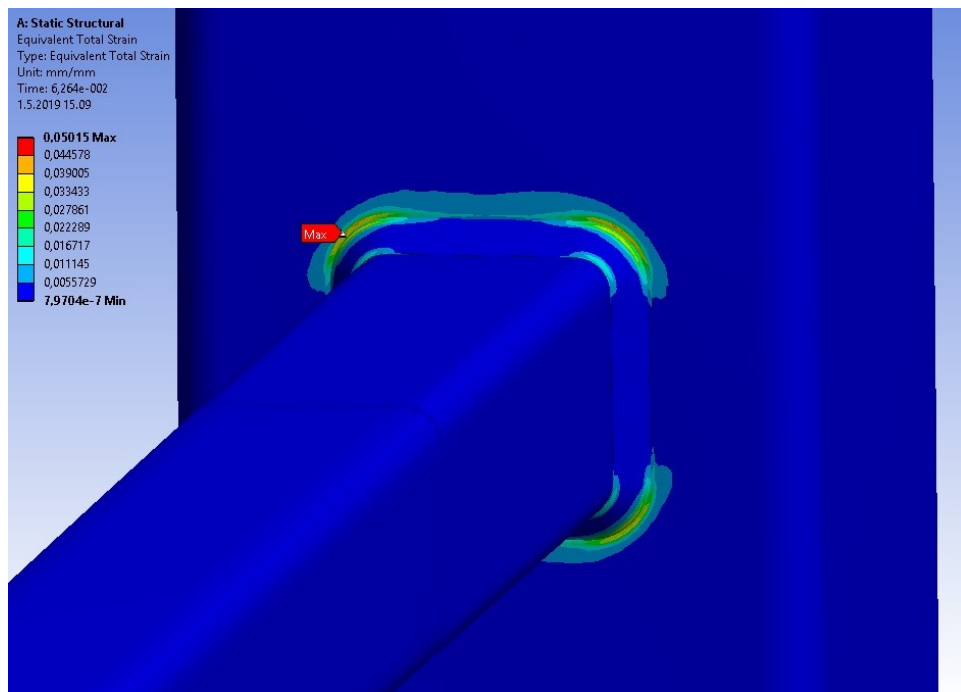
Kuva 40. Liitos 1 (HAZ-malli), venymä 5%, leikkaus päältä päin. Putken muodonmuutos uumasauvan vetopuolella esitetty nuolilla. Puristuspuolella vastakkaisiin suuntiin.



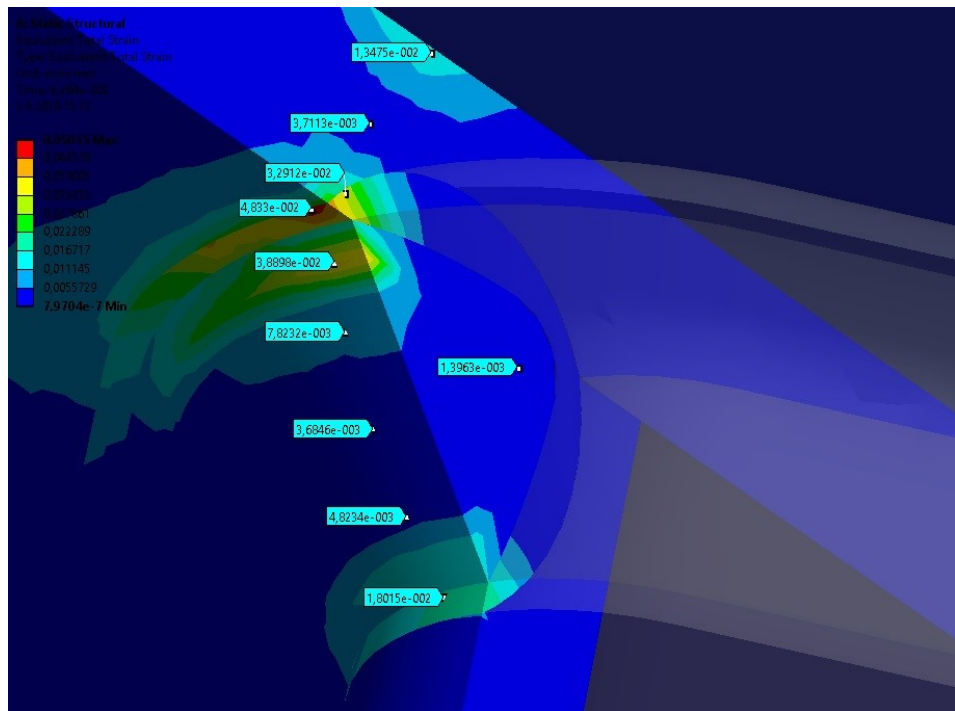
Kuva 41. Liitos 1 (HAZ-malli), venymäjakauma liitoksessa. Nurkkien välillä uumasauvan keskellä venymä 3,6% ja nurkissa 10%, eli keskellä ei edes plastista taivutuskestävyyttä vastaavaa 5%:ia.



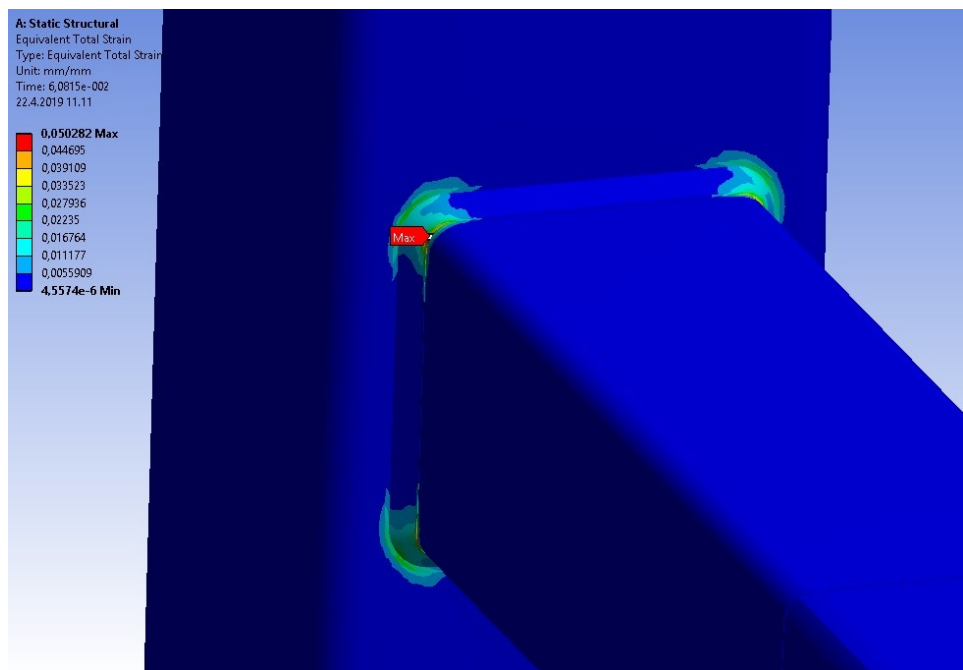
Kuva 42. Liitos 2, (HAZ-malli), plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran.



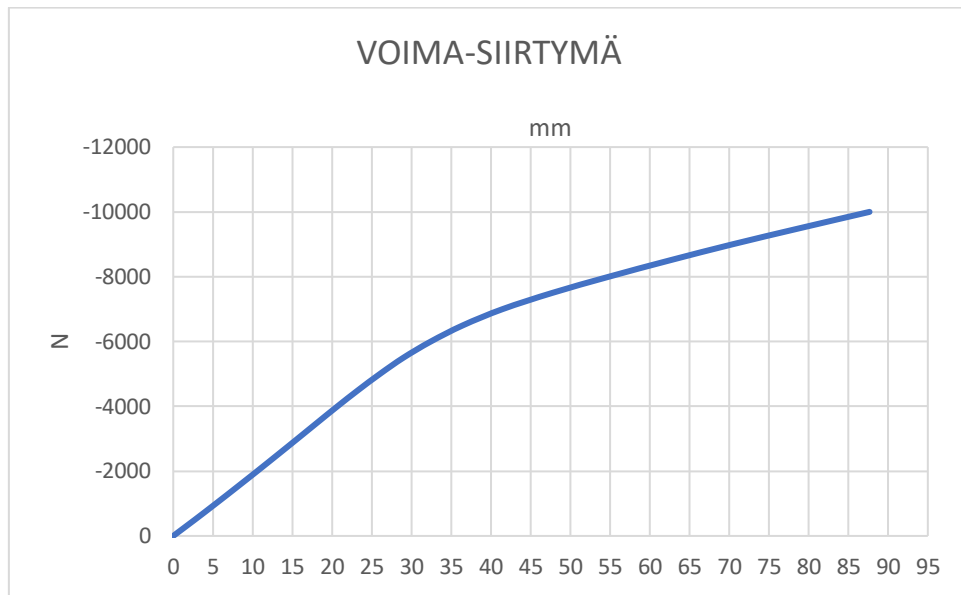
Kuva 43. Liitos 1.1, plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen kerran.



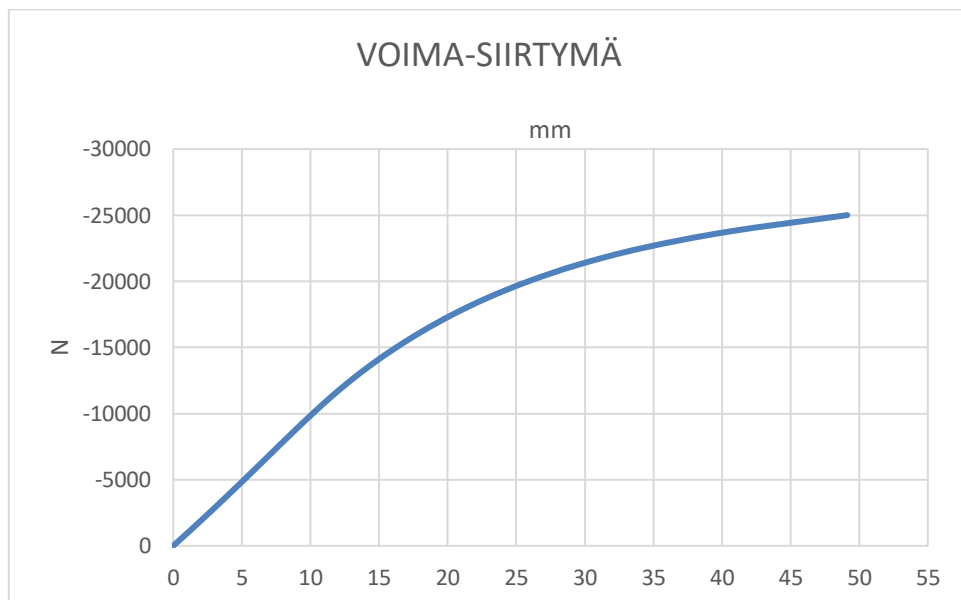
Kuva 44. Liitos 1.1, leikkaus hitsin nurkasta, venymä max. 5%.



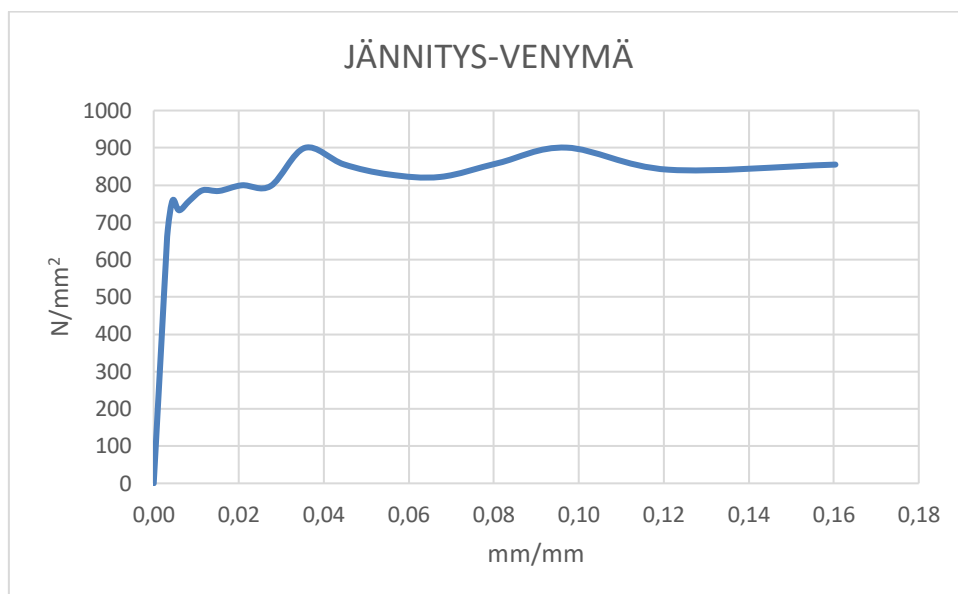
Kuva 45. Liitos 4, plastisoituneet alueet, kun venymä saavuttaa 5% ensimmäisen ker-
ran.



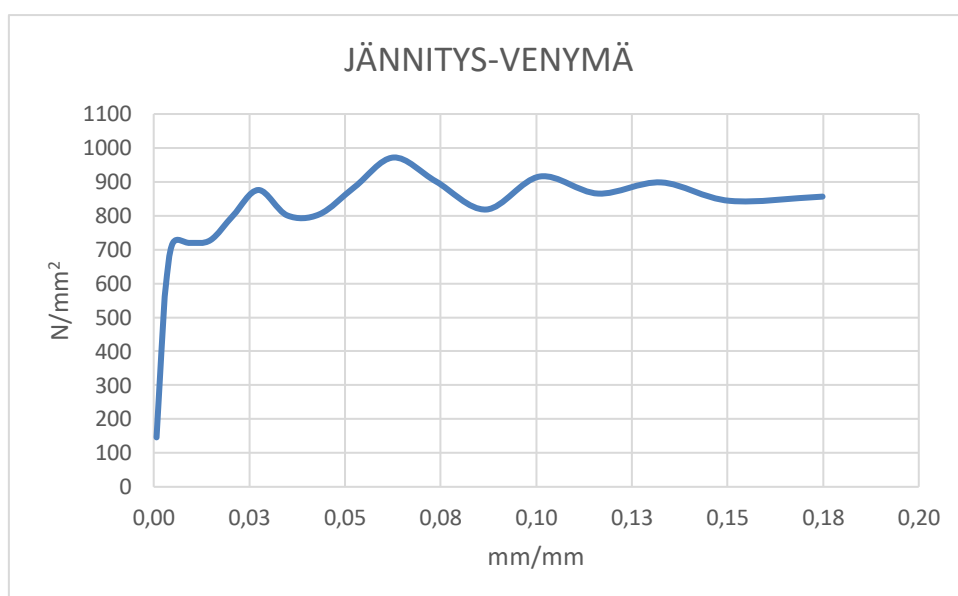
Kuva 46. Liitos 1. Voima-siirtymäkäyrä ANSYS.



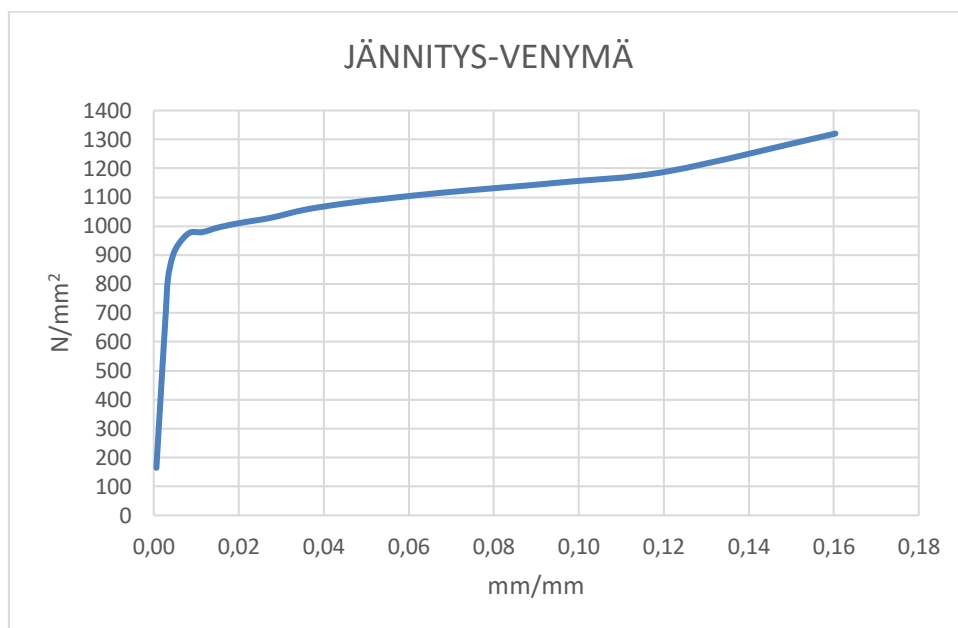
Kuva 47. Liitos 3. Voima-siirtymäkäyrä ANSYS.



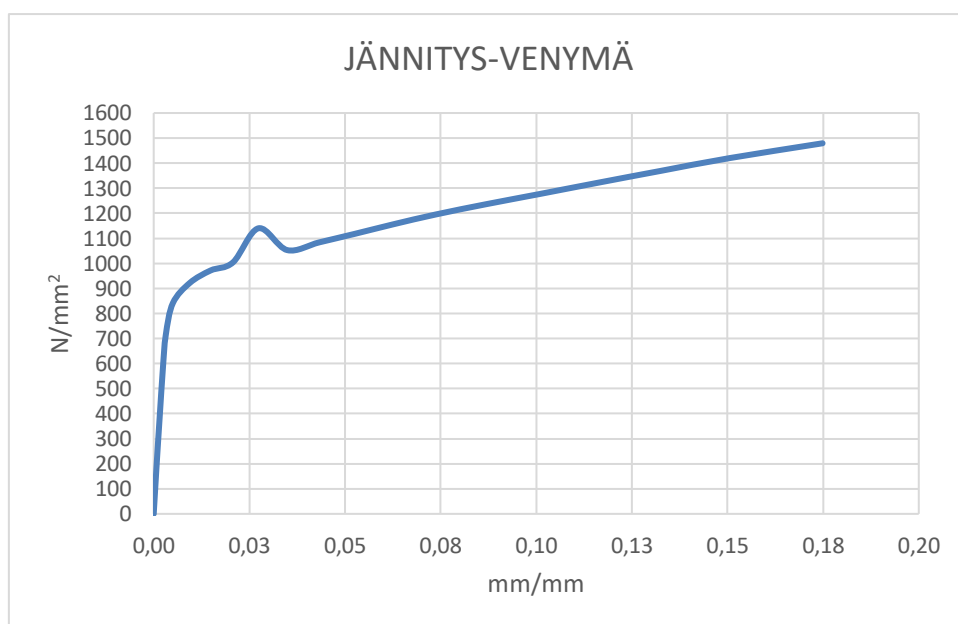
Kuva 48. Liitos 3. Jännitys – venymäkäyrä ilman HAZ-aluetta ANSYS (Von Mises jännitys/ekvivalentti kokonaisvenymä).



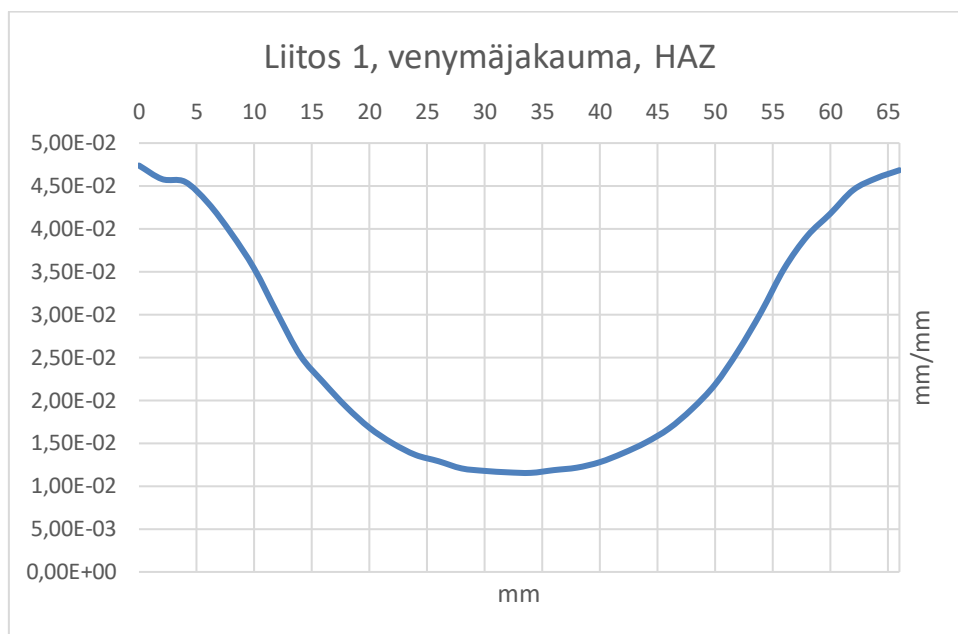
Kuva 49. Liitos 3. Jännitys – venymäkäyrä HAZ-alueen kanssa ANSYS (Von Mises jännitys/ekvivalentti kokonaisvenymä).



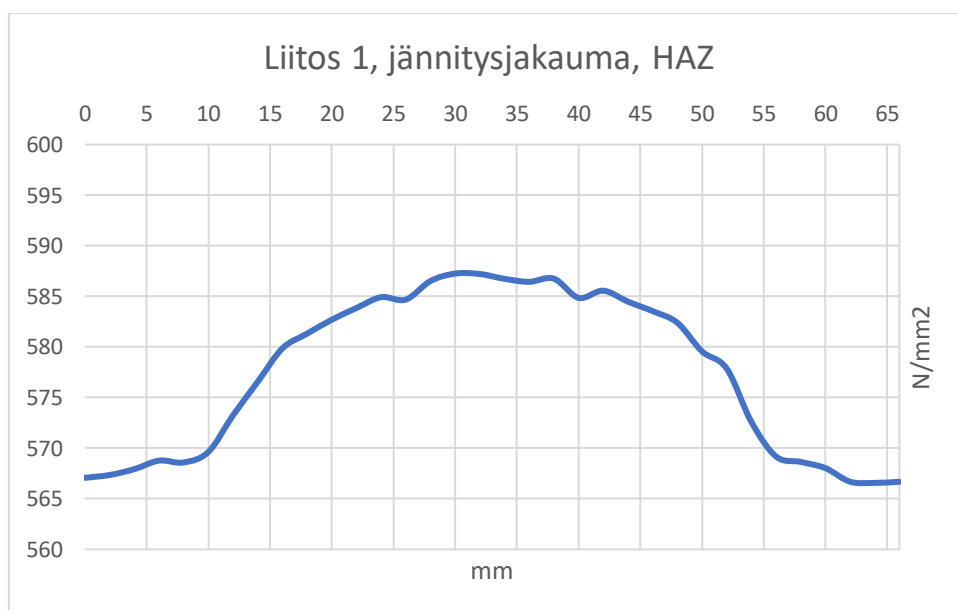
Kuva 50. Liitos 3. Jännitys – venymäkäyrä ilman HAZ-aluetta, ANSYS (pääjännitys/ekvi-valentti kokonaisvenymä).



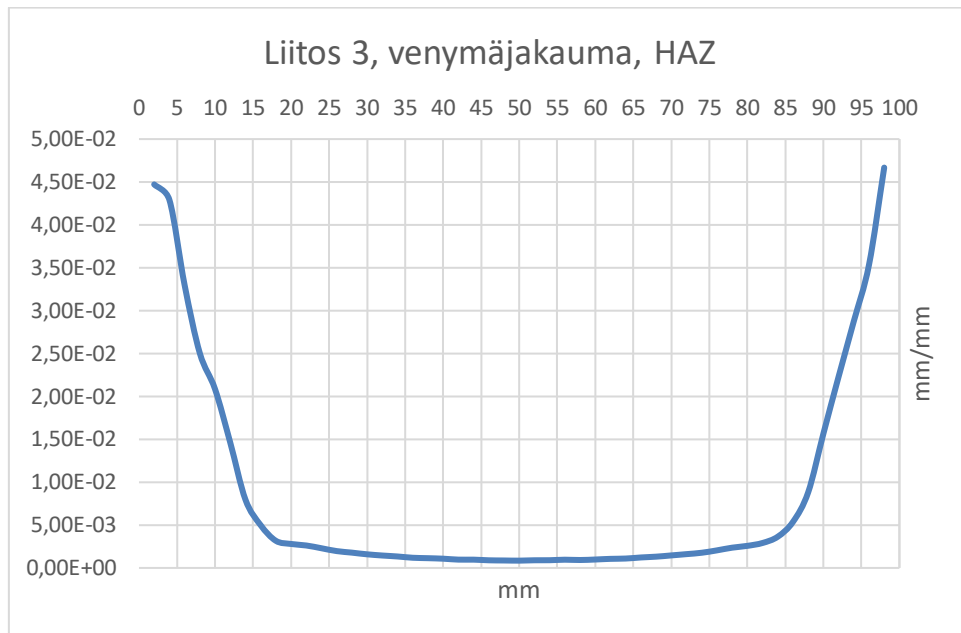
Kuva 51. Liitos 3. Jännitys – venymäkäyrä HAZ-alueen kanssa ANSYS (pääjännitys/ekvi-valentti kokonaisvenymä).



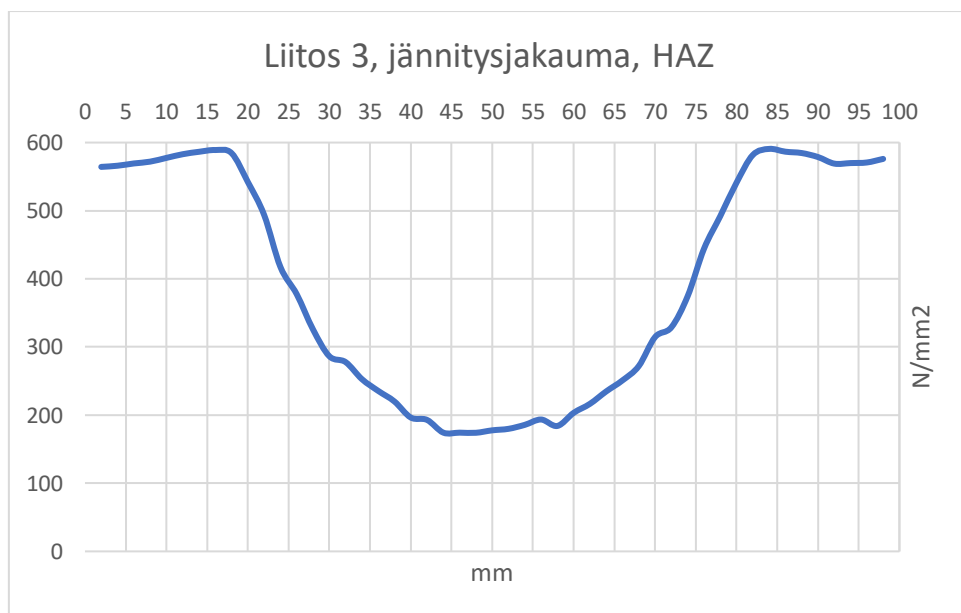
Kuva 52. Liitos 1, venymäjakauma HAZ-alueella hitsin ja paarreputken laipan liitoksessa vetopuolella, kun venymä saavuttaa ensimmäisen kerran 5%.



Kuva 53. Liitos 1, jännitysjaakauma (Von-Mises) HAZ-alueella hitsin ja paarreputken laipan liitoksessa vetopuolella, kun venymä saavuttaa ensimmäisen kerran 5%.



Kuva 54. Liitos 3, venymäjakauma HAZ-alueella hitsin ja uumaputken laipan liitoksessa vetopuolella, kun venymä saavuttaa ensimmäisen kerran 5%.



Kuva 55. Liitos 3, jännitys jakauma (Von-Mises) HAZ-alueella hitsin ja uumaputken laipan liitoksessa vetopuolella, kun venymä saavuttaa ensimmäisen kerran 5%.

5.1.3 Kiertymäjäykkyys ja kiertymiskyky

FEM -laskennassa liitoksen kiertymä on laskettu varmuuden vuoksi usealla eri tavalla. Ensimmäiseksi laskettiin mittaamalla liitoksen kiertymä laskentamallista ja vähentämällä siitä paarteen palkkimallilla laskettu kiertymä diagonaalin aiheuttamasta taivutusrasituksesta. Kiertymä laskentamallin

liitoksessa on määritetty uumaputken ylä- ja alalaipasta kulmapyöristyksen vierestä (kuvat 59 ja 60). Näistä kohdin on laskettu vaakasiirtymät ja sen perusteella kiertymäkulma. Toisessa vaihtoehdossa kiertymä on laskettu Ansys -mallin maksimipystysiirtymästä diagonaalin päässä, vähentämällä siitä osien siirtymät käsinlaskentakaavoilla, josta saadaan lopuksi liitoksen kiertymä (kuvat 56-58). Kolmanneksi laskettiin kiertymä muodostamalla palkkimalli FEM-laskentaohjelmalla, jossa paarre- ja uumasauva ovat vuorotellen täysin jäykkiä, täysin jäykillä liitoksilla ja vähentämällä niiden siirtymän osuus Ansys -mallin kokonaissiirtymästä. Näiden kolmen menetelmän erot eivät ole merkittäviä.

Ansys -laskentamallista pystyy mittaamaan kaikki siirtymät, mutta hankaluutena on erotella mikä on eri siirtymien osuus kokonaissiirtymästä. Liitoksessa esiintyy paarteen kiertymää ulokkeen momentista, paarteen pintojen epätasaista muodonmuutosta niiden tasosta poispäin, leikkausmuodonmuutosta paarteen sivuilla ja vielä paikallista vedon- ja puristuksen aiheuttamaa muodonmuutosta diagonaalisauvalta liitosalueella. Diagonaaliputken juuresta saadaan määritettyä liitoksen kiertymä, mutta tästä pitäisi pystyä arvioimaan, paljonko on paarreputken kiertymä taivutusmomentista. Tämä kiertymä on määriteltävä, kuten aiemmin sanottu, käsinlaskentakaavoilla ja FEM -palkkimallin avulla. Jos kaikki siirtymäkomponentit haluttaisiin määritellä ja eritellä tarkasti Ansys -mallista, vaatisi se tarkemman tutkimuksen ja/tai selvityksen aiheesta.

Kuvissa 56-58 on esitetty yksi periaate, jossa liitoksen kiertymä on laskettu Ansys -mallin maksimisiirtymästä diagonaalin päässä. Ensin on laskettu pystysuuntainen kokonaissiirtymä Δ_{tot} laskentamallista. Seuraavaksi on laskettu ulokkeen taipuma Δ_1 kaavalla (1) ja paarteen kiertymä sekä sen aiheuttama ulokkeen taipuma Δ_2 laskentakaavoilla (2) ja (3). Lopullinen liitoksen taipuma ja kiertymä kaavalla (4) ja (5). Kiertymäjäykkyys $S_{j.ini}$ lasketaan lopuksi kaavalla (6). Laskelmat tarkemmin liitteissä.

Diagonaalin taipuma Δ_1 (kuva 55) kaava (1)

$$\Delta_1 = \frac{F * L_0^3}{3 * E * I} \quad (1)$$

Paarteen kiertymä (kuva 56) kaava (2)

$$\phi_2 = \frac{M \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 * L_0^2 * E * I_0} \quad (2)$$

Paarteen kiertymän aiheuttama diagonaalin taipuma (kuva 56) (3)

$$\Delta_2 = \phi_2 * \left(L_{la} + \frac{h_0}{2} \right) \quad (3)$$

Liitoksen aiheuttama taipuma ja kiertymä (kuva 57) (4, 5)

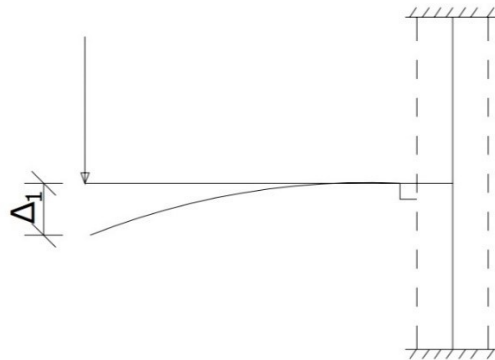
$$\Delta_3 = \Delta_{tot} - \Delta_1 - \Delta_2 \quad (4)$$

$$\phi_3 = \frac{\Delta_3}{\left(L_{la} + \frac{h_0}{2} \right)} \quad (5)$$

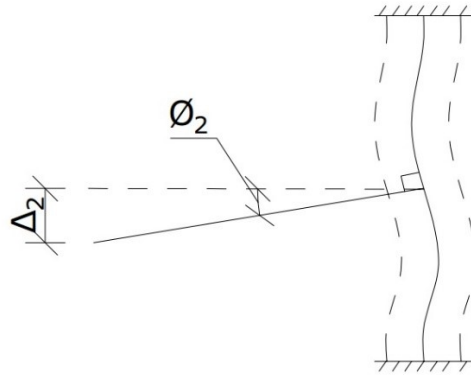
$$\phi_j = \phi_3$$

Kiertymäjäykkyyden alkuarvo $S_{j.ini}$ (6)

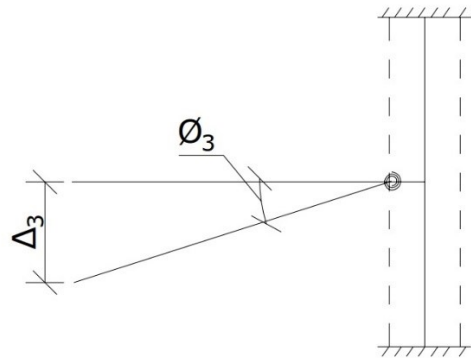
$$S_{j.ini} = \frac{M}{\phi_j} \quad (6)$$



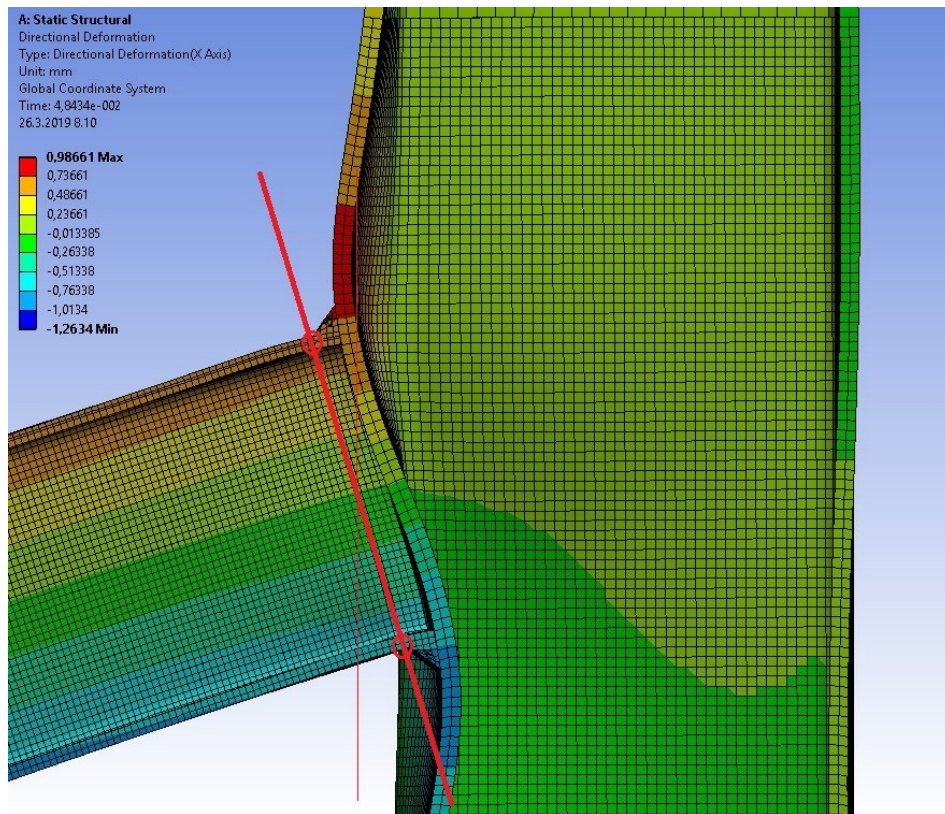
Kuva 56. Diagonaalin taipuma.



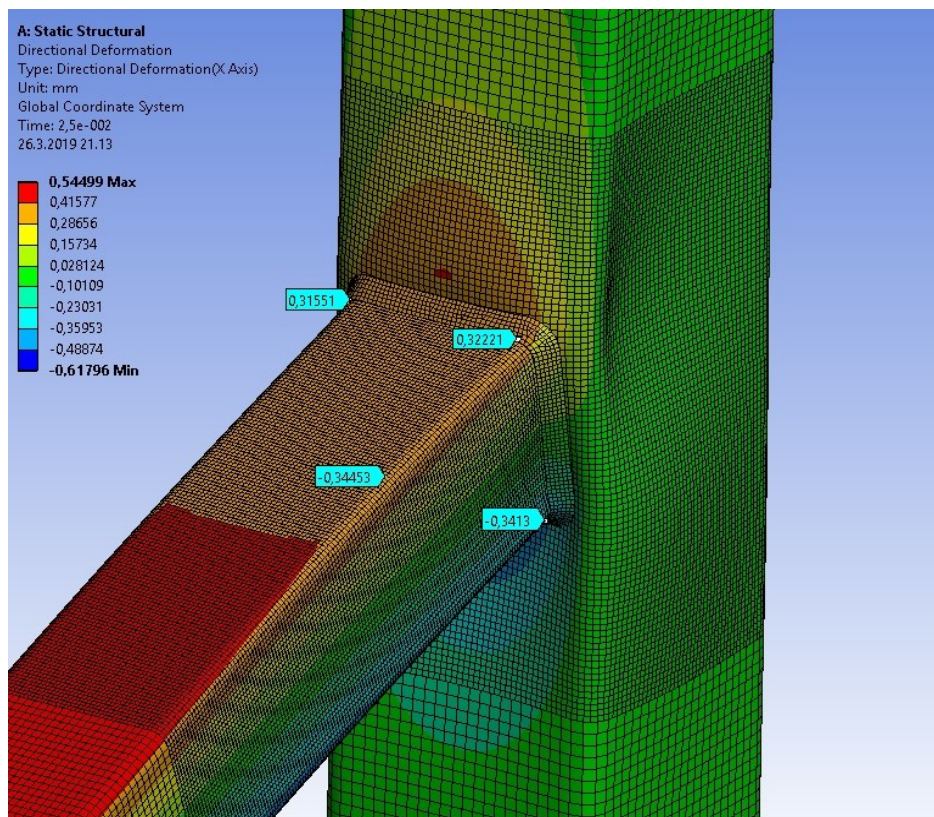
Kuva 57. Paarresauvan kiertymän aiheuttama taipuma.



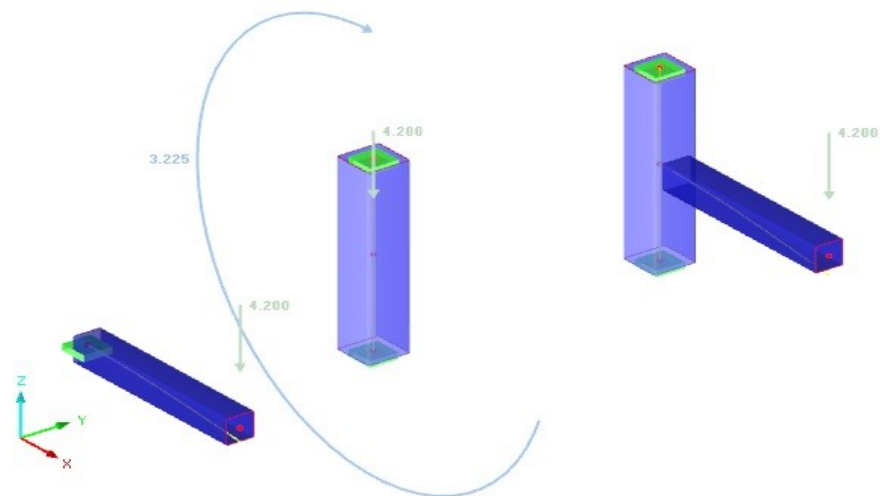
Kuva 58. Liitoksen taipuma ja kiertymä



Kuva 59. Kiertymän mittauskohta ANSYS-laskentamallista (diagonaalin pinnasta hitsin vierestä).



Kuva 60. Liitoksen kiertymän mittauspisteet ANSYS-laskentamallissa.



Kuva 61. RFEM-palkkielementtimalli, ei huomioi liitoksen paikallista kiertymää (ääretömän jäykkä liitos).

Taulukossa 10 on esitetty liitosten lasketut kiertymäjäykkyydet. Ensimmäisenä huomionarvoista on, että kiertymäjäykkyyden alkuarvot ovat huomattavasti suurempia FEM-laskennan perusteella kuin CIDECT:n laskentakaavoilla, joissa jäykkyys on vain 50-73 prosenttia FEM-laskennan tuloksista. Liitoksen 1 kiertymäjäykkyyden arvot perustuvat laskentamalliin, jossa elementtiverkon koko oli 2mm liitosalueella.

Eroja kiertymäjäykkyydessä ei ole selvitelty tarkemmin kaikkien liitosten osalta, mutta ainakin hitsin huomioiminen laskentamallissa parantaa liitoksen kiertymäjäykkyyttä. Hitsien tyypillä ja koolla on aiemmissa tutkimuksissakin todettu olevan merkitystä kiertymäjäykkyydelle, ja sen oletuksen myös tämä tutkimus vahvistaa, esim. vertaamalla liitosten 3 ja 4 kiertymäjäykkyyksiä. Kyseisissä liitoksissa ainoa ero on hitsin koko. Käsinsä laskentakaavat eivät huomioi hitsien vaikutusta. Pienahitsi todennäköisesti jäykistää paarteen pintaa ja jakaa kuormia laajemmalle alueelle sekä kasvattaa vipuvartta. Tämä varmennettiin mallintamalla liitos 3 ilman pienahitsejä, mallintamalla liitos päittäishitsattuna (läpihitsattu v-railo) paarteeseen. Tällä tavoin saatiin kiertymäjäykkyyden arvoksi $S_{j.ini}=534$ kNm/rad, kun pienahitsin kanssa se oli 749 kNm/rad. $S_{j.ini}=534$ kNm/rad on hyvin lähellä CIDECT:n mukaista kiertymäjäykkyyden arvoa $S_{j.ini}=481$ kNm/rad. Kiertymän mittauksessa laskentamallista tulee huomioitua myös hitsin venymä, jota laskentakaavat eivät huomioi.

Tutustumalla laskentakaavoihin saadaan niillä paarteen pinnan siirtymälle suurempi siirtymän arvo kuin mitä FEM-mallinnuksella. Liitokselle 3 saadaan elastisen venymän lopussa Ansys-mallista paarteen pinnan maksimi-siirtymäksi kuormalla 5 kN, 0.315 mm ja käsinsä laskentakaavoilla maksimi-siirtymäksi 0.46 mm. Ero on vain 0.145mm, mutta sillä on huomattava

merkitys kiertymäjäykkyyteen. Lisäksi FEM-mallin mukaan suurin siirtymä paarteen pinnassa ei sijaitse hitsin tai uumaputken seinämän kohdalla vaan sen ulkopuolella, pienentäen kiertymää, koska vipuvarsi on pidempi. Lisäksi tämä maksimi sivusiirtymäarvo ei edusta koko liitoksen kiertymän arvoa, joka on todellisuudessa pienempi, koska koko paarteen pinta putken kulmineen ei siirry saman verran koko leveydeltä. Tämä on havainnollistettu kuvassa 64. Muut kiertymää aiheuttavat siirtymät laskentakaa-voilla ovat huomattavasti pienempiä, joten paarteen pinnan siirtymällä on suurin vaikutus kiertymään tutkituissa liitoksissa. CIDECT:n laskentakaa-voissa vipuvarsi on määritelty kiertymäjäykkyyden laskennassa ilman hitsien vaikutusta $z=h_1-t_1=96\text{mm}$. Jos vipuvarsi asetetaan huomioimalla pienahitsin koko liitoksessa 3 esim. seuraavalla kaavalla; $z = h_1+(4\cos 45^\circ 6\text{ mm}) = 117\text{ mm}$, saadaan kiertymäjäykkyyden arvoksi 715 kNm/rad (8), mikä olisi jo hyvin lähellä laskentamallin perusteella määritettyä kiertymäjäykkyyttä $S_{j.ini}=749\text{ kNm/rad}$. Edellä esitetty vipuvarren laskentakaa-va laskee vipuvarren pituudeksi uumaputken korkeuden ulkopinnasta ulkopintaan ja lisäksi hitsien muodostamien kolmioiden kateettien pituudet.

Liitoksessa 3 laskentakaa-vojen mukainen paarteen sivun leikkausmuodonmuutoksen aiheuttama siirtymä on $0,036\text{ mm}$ ja paarteen sivun siirtymä paikallisesta puristuksesta ja vedosta on $0,042\text{ mm}$. Nämä ovat hyvin vähän verrattuna paarteen pinnan siirtymään. Kaavassa 10 on esitetty paarteen pinnan siirtymän suuruus, jos oletetaan vipuvarsi suuremmaksi CIDECT:n laskentakaa-voissa. Tarkemmat laskelmat liitteissä.

Kiertymäjäykkyys CIDECT, $z=96\text{mm}$

$$S_{j.ini} = \frac{E \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cf}} + \frac{1}{k_{cw}} + \frac{1}{k_i}} = 481\text{ kNm} \quad (7)$$

Kiertymäjäykkyys, jos $z=117\text{ mm}$

$$S_{j.ini} = \frac{E \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cf}} + \frac{1}{k_{cw}} + \frac{1}{k_i}} = 715\text{ kNm} \quad (8)$$

Jousivakio, jos $z=117\text{ mm}$

$$S_2 = E \cdot k_{cf} = 56652\text{ kN/m} \quad (9)$$

Paarteen pinnan siirtymä, jos $z=117\text{ mm}$

$$\Delta_{kcf} = \frac{F}{2 \cdot S_2} = 0.38\text{ mm} \quad (10)$$

3%-n kiertymä sääntö sallisi niin suuren paarteen pinnan siirtymän, että tutkitut liitokset olisivat jo murtuneet laskentamallin mukaan, ennen

kyseisen sitkeysvaatimuksen täyttymistä (kuvat 62 ja 63). Paarteiden pinnan muodonmuutokset ovat hyvin pieniä, esim. liitoksessa 3, plastisen taivutuskestävyyden arvolla 1,3 mm ja murtovenymää vastaavalla arvolla 2.2 mm, kun 3%:n sääntö sallii 4,5 mm:n siirtymän.

Kiertymäjäykkyys pysyy hyvin korkeana vielä plastiselle alueelle siirryttäessäkin ja laskee hyvin loivasti. Vielä 5% venymälläkin jäykkyys on hyvin suuri kaikilla liitoksilla. Elastista ja plastista kestävyyttä vastaavien kiertymien suhde liitoksella 1, on 5.1 ja liitoksella 3, 4.2. Elastista kestävyyttä ja murtokestävyyttä vastaavien kiertymien suhde on liitoksella 1, 7,5 ja liitoksella 3, 7,0. Plastista kestävyyttä ja murtokestävyyttä vastaavien kiertymien suhde on liitoksella 1, 1.47 ja liitoksella 3, 1,67. Kiertymäjäykkyyksien suhde $S_{j,ini,An} / S_{j,MRd,An}$, on liitoksella 1, 1.32 ja liitoksella 3, 1.13. Kiertymäjäykkyyksien suhde $S_{j,ini,An} / S_{j,Mu,An}$ on liitoksella 1, 1,67 ja liitoksella 3, 1,57. Kiertymäjäykkyyksien suhde $S_{j,MRd,An} / S_{j,Mu,An}$ on liitoksella 1, 1,26 ja liitoksella 3, 1,18.

Taulukossa 10, on esitetty myös sulkumerkkien sisään merkittyjä arvoja. Ilman sulkeita oleva arvo on Ansys -mallista mitattu liitoksen kiertymä, josta on vähennetty FEM-palkkimallilla laskettu paarteiden kiertymä. Sulkuissa oleva arvo on taas saatu toisella menetelmällä, jossa Ansys -mallin ulokkeen maksimipystysuusiirtymästä on vähennetty yksittäisten putkien siirtymät ja sitä kautta laskettu liitoksen kiertymä. Se, miksi arvot eroavat toisistaan, johtuu joko todennäköisesti osin mittausvirheestä, kun liitoksen kiertymää määritellään laskentamallista. Hyvin pienet muutokset kiertymässä vaikuttavat kiertymäjäykkyyteen. Tähän mittaustapaan olisi ollut hyvä saada kehitettyä parempi keino, mutta tässä työssä ei lähdetty asiaa selvittämään tarkemmin. Tulokset eri mittaustavoilla ovat kuitenkin hyvin samansuuntaisia ja lähellä toisiaan.

Taulukon 10 lyhenteet:

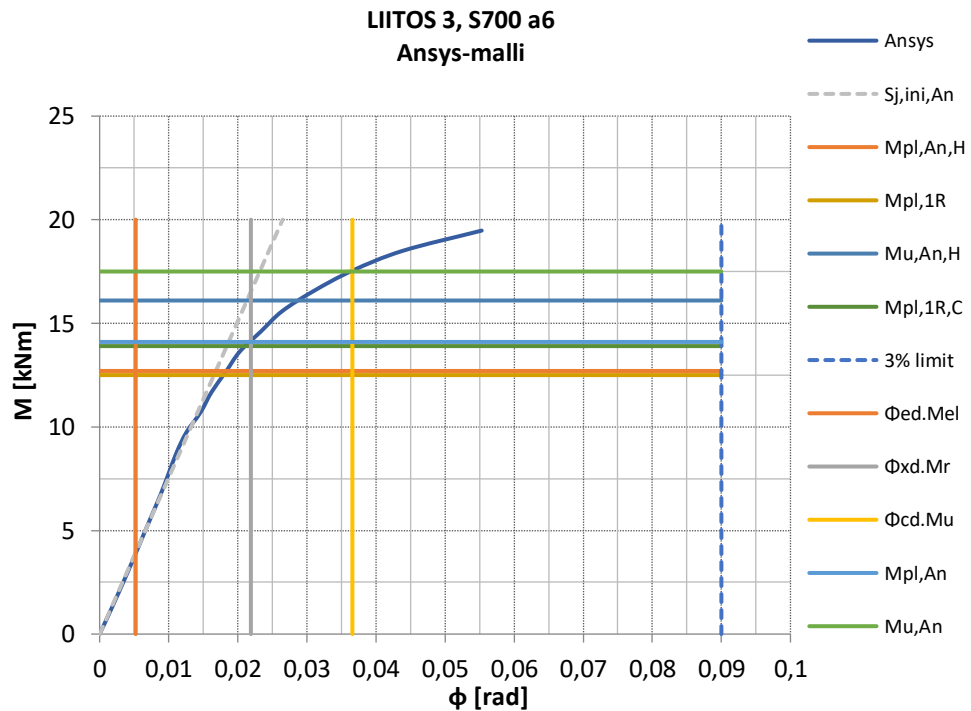
- $S_{j,ini}$, Kiertymäjäykkyyden alkuarvo (elastinen alue)
- $S_{j,Mrd}$, plastista kestävyyttä vastaava kiertymäjäykkyys
- $S_{j,Mu}$, murtokestävyyttä vastaava kiertymäjäykkyys
- Φ , kiertymä
-

Taulukko 10. Kiertymäjäykkyydet.

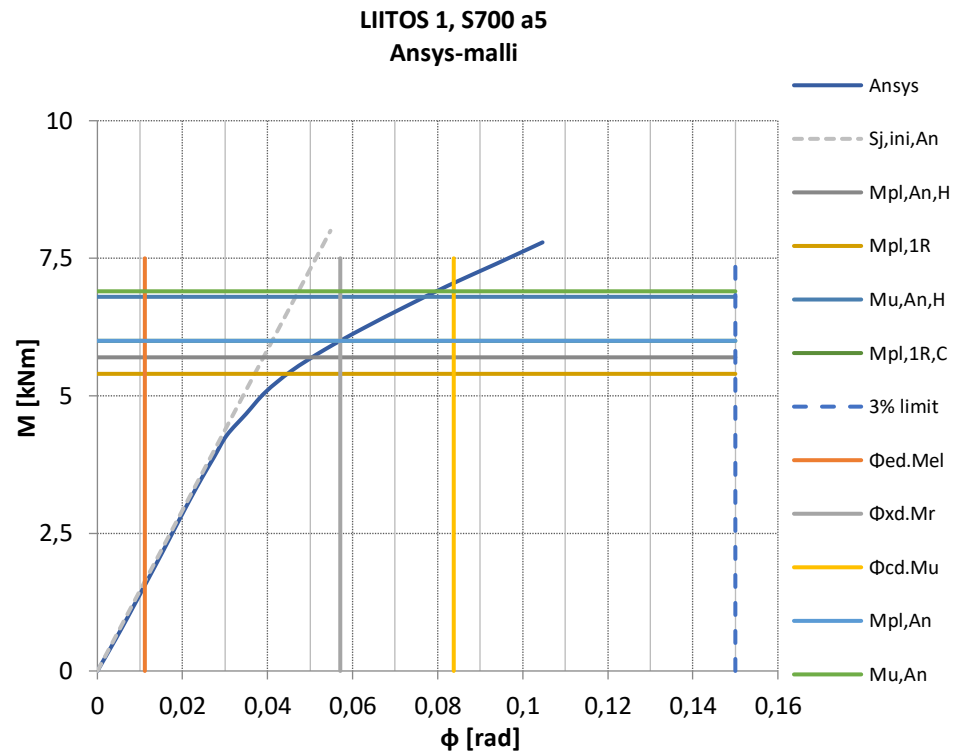
KIERTYMÄJÄYKKYYDET						
LIITOS	CIDECT	FEM, Ansys	FEM, Ansys	FEM, Ansys	SUHDE	SUHDE
	$S_{j,ini,CIDECT}$	$S_{j,ini,An}$	$S_{j,Mrd,An}$	$S_{j,Mu,An}$	$S_{j,ini,CIDECT}/$	$S_{j,ini,An}/$
					$S_{j,ini,An}$	$S_{j,Mrd,An}$
	kNm/rad	kNm/rad	kNm/rad	kNm/rad		
1	74	140 (153)	106 (116)	84 (92)	0.53	1.32
1,1	74	145 (159)	127 (141)	102 (113)	0.51	1.14
2	74	126 (138)	109 (129)	90 (97)	0.59	1.16
3	481	749 (814)	661 (710)	476 (479)	0.64	1.13
4	481	657 (662)	535 (562)	426 (448)	0.73	1.23

ANSYS -malleissa ei ole HAZ-aluetta, eikä epätäydellisyyksiä, paitsi liitoksessa 1.1
Kiertymäjäykkyydet on määritetty mittamaalla Ansys-mallista

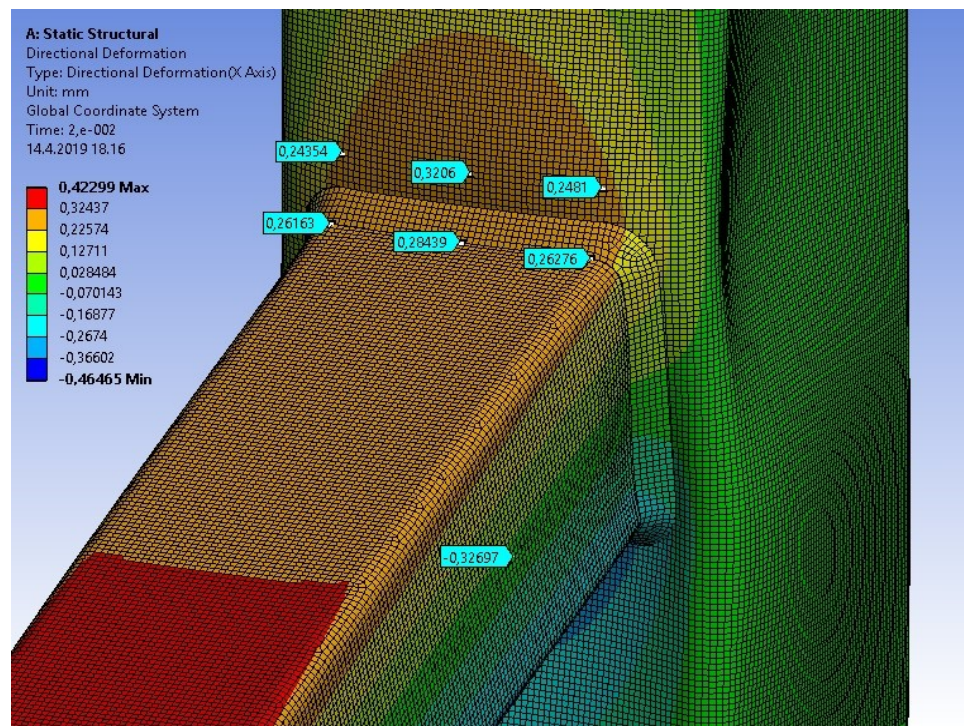
() suluissa arvo, joka on saatu kahdella muulla kiertymänlaskentamenetelmällä



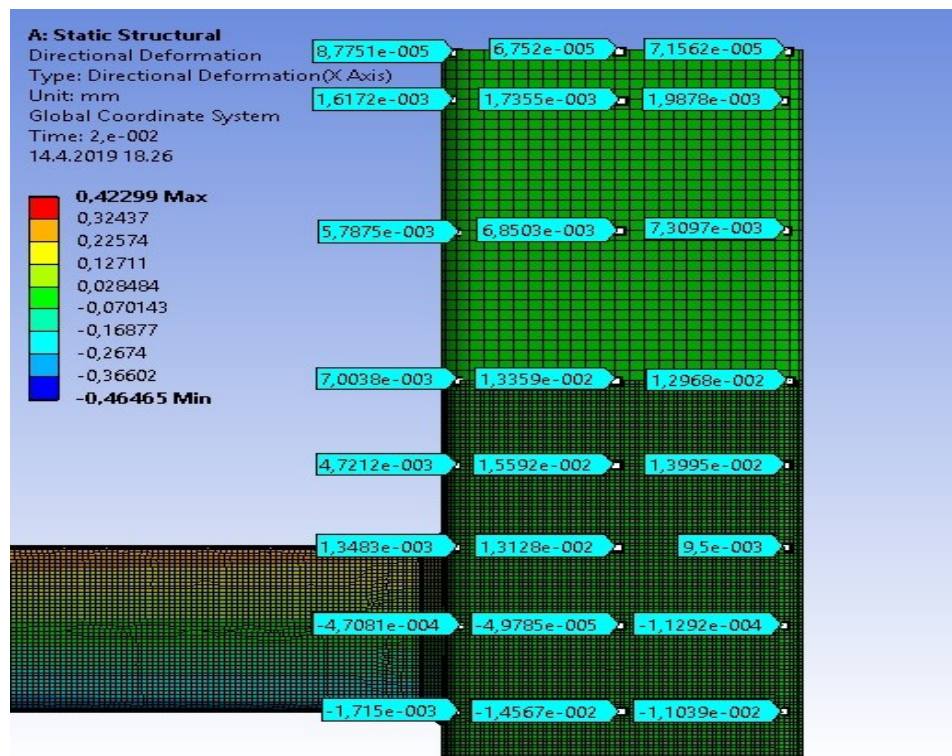
Kuva 62. Liitos 3, Momentti-kiertymäkuvaaja.



Kuva 63. Liitos 1. Momentti-kiertymäkuvaaja HUOM! Liitosalue laskettu 2 mm:n verkko-
kokoolla, jolla saatiin vähän parempia kestävyysarvoja kuin 1mm:n verkko-
kokoolla.



Kuva 64. Liitos 3, paarteen pinnan vaakasuuntaiset siirtymät.

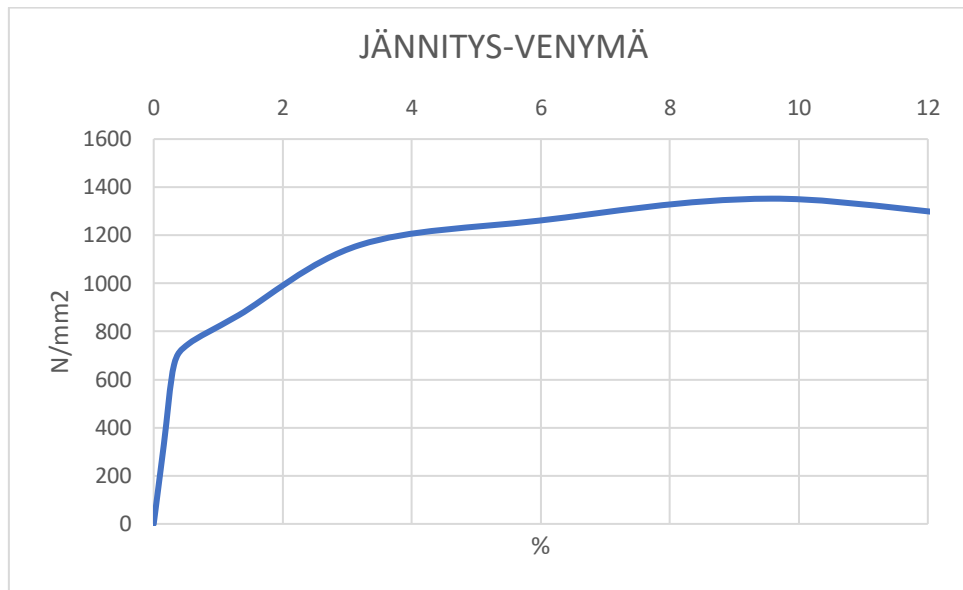


Kuva 65. Liitos 3, paarteen sivun vaakasuuntaiset siirtymät.

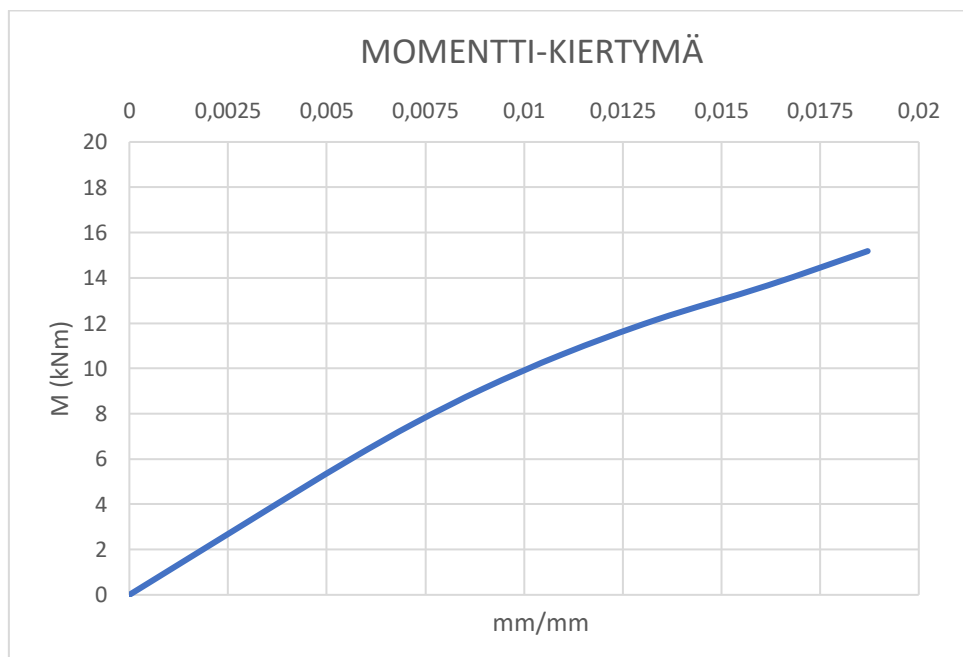
5.1.4 RFEM tulokset

Huomionarvoista on, että RFEM -laskentatuloksia ei ole käytetty tässä työssä tutkittujen T-Liitosten kestävyys- ja kiertymäjäykkyyden arviointiin. RFEM-laskenta on ollut oma pieni osionsa ja sillä on haluttu vain tutkia RFEM -laskentaohjelman kuorimallin toimivuutta ja luotettavuutta vertaamalla tässä työssä laskettuun Ansys -malliin, jossa ei ole huomioitu HAZ-alueita. Huomioitavaa on, että liitokset on laskettu S700 teräslaadulla, kuten Ansys -mallissakin. Tulokset ei välttämättä korreloi kaikilta osin normaaleille teräslaaduille, mutta antavat suuntia. Samoin taivutuskestävyyden ja kiertymäjäykkyyden arvoja ei ole lähdetty määrittelemään tarkasti, vaan suurin piirtein.

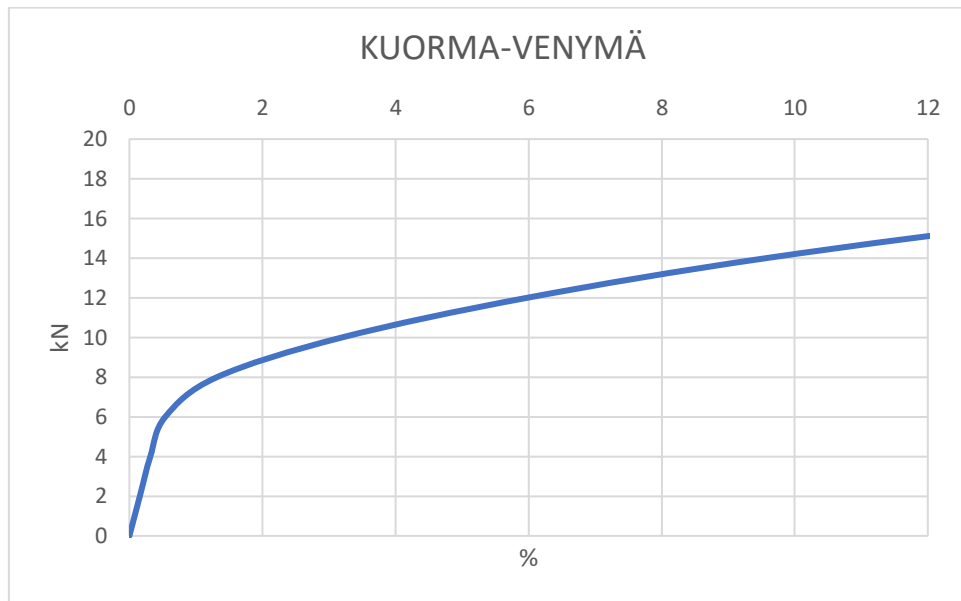
Laskennan aika-askelluksella on etsitty kuormitustilanne, jossa maksimi päävenymät ovat 5%, plastisen taivutusmomenttikestävyyden määrittämiseksi. Kiertymäjäykkyys on laskettu vähentämällä palkkielementtimallin siirtymät kuorielementtimallin kokonaissiirtymästä ja laskemalla siitä liitoksen kiertymä. Tulokset on esitetty taulukossa 11.



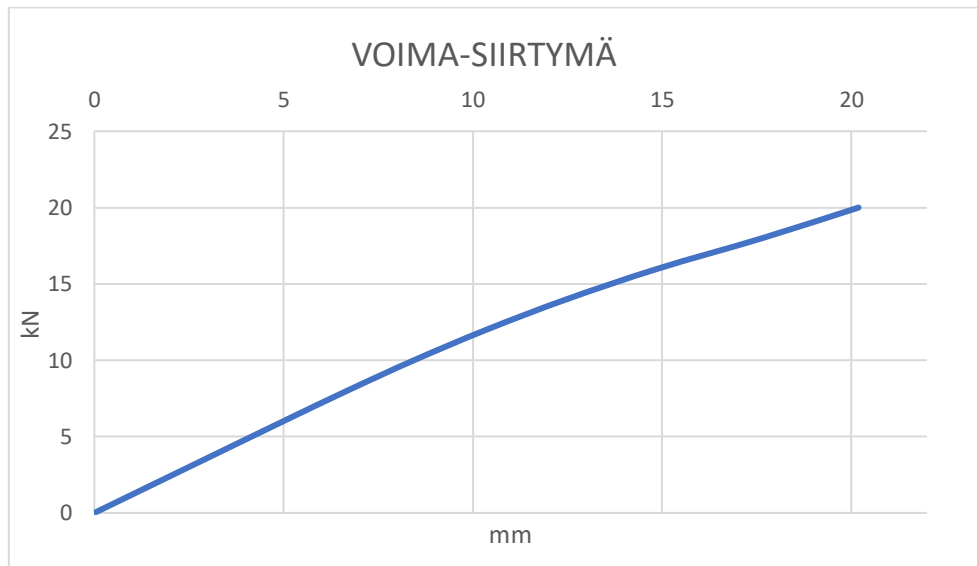
Kuva 66. RFEM-mallin jännitys-venymäkäyrä, VE1.



Kuva 67. RFEM-mallin momentti-kiertymäkuvaaja, VE1.



Kuva 68. RFEM-mallin kuorma-venymäkäyrä, VE1.



Kuva 69. RFEM-mallin voima-siirtymäkäyrä, VE1.

Taulukko 11. RFEM-kuorimallin tulokset.

RFEM HITSILIITOSTEN KUORIMALLIT, LIITOS 3						
LIITOS	RFEM	RFEM	ANSYS	ANSYS	Suhde	Suhde
	$M_{pl,RF}$	$S_{j,ini,RF}$	$M_{pl,An}^*$	$S_{j,ini,An}$	$S_{j,ini,RF}/$	$M_{pl,RF}/$
	kNm	kNm/rad	kNm	kNm/rad	$S_{j,ini,An}$	$M_{pl,An}^*$
VE1	8.5	1067	14.1	749	1.42	0.60
VE2	6	487	14.1	749	0.65	0.44
VE3	5	141	14.1	749	0.19	0.33

Tuloksista voidaan nähdä, että VE1 hitsin mallinnuksen kanssa antaa parhaan tuloksen momenttikestävyyden suhteen, kun verrataan Ansys -malliin. Momenttikestävyys kuorimallilla jää kuitenkin 60 prosenttiin Ansys -mallin mukaisesta kestävydestä. Ilman hitsejä mallinnetuissa ei päästä lähellekään Ansys -mallin antamia tuloksia. Huomioitavaa on, että tuloksiin vaikuttavat kuorielementtimalleihin syntyvät jännityspiikit, joita ei samallailla esiinny solidimalleissa. Jos kuorimallissa lineaarisoitaisiin jännityksiä esim. hitsin ja putken rajapinnassa tai käytettäisiin keskiarvoja jännityksille, päästäisiin todennäköisesti vielä lähemmäs Ansys -mallin arvoja. Jännityspiikkien syiden selvittäminen ja niiden huomioiminen tai huomioimatta jättäminen on välillä hankalasti arvioitava asia. Kaarevien pintojen liitoksissa toisiin kuorielementteihin saattaa ilmetä jännityspiikkejä, koska tasomaisilla elementeillä voidaan kuvata kaarevia pintoja vain likimääräisesti. Myös singulariteettipisteitä esiintyy usein kuorimalleilla, esim. kuorielementtien liitoksissa ja terävissä kulmissa. Singulariteetti tarkoittaa pistettä, jossa esiintyy muuta aluetta selvästi suurempi jännitystila, joka ei vastaa todellisuutta, vaan kasvaa rajatta elementtiverkon tihentyessä. Tässä tutkimuksen tulosten tarkasteluissa ei ole käytetty lineaarisoituja tai keskimääräisiä jännityksiä.

Kiertymäjäykkyyden suhteen VE1 antaa suurempia jäykkyyden arvoja ja muut pienempiä jäykkyyden arvoja kuin Ansys. Jäykkyyden puolesta VE1 ja VE2 soveltuisivat paremmin kuin VE3. Liitoksen hitsien mallinnuksella tai niiden poisjättämisellä on suuri vaikutus liitoksen kiertymäjäykkyyteen.

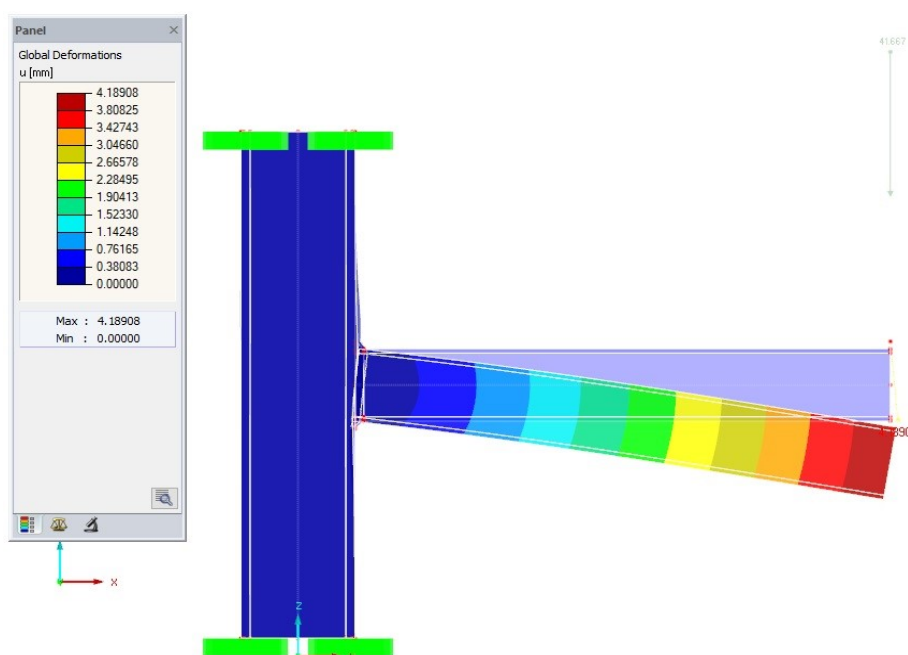
RFEM-ohjelmalla tehtiin lisäksi vertailun vuoksi stabiliteettianalyysi ekvivalenteilla epätäydellisyyksillä. RFEM -ohjelmassa epätäydellisyyksien mallintaminen liitoksiin on helppoa RF-IMP lisämoduulilla. RFEMin kaksi alinta ominaismuotoa ovat hitsien stabiliteetin menetys, mikä ei tietenkään todellisuudessa pidä paikkaansa. Jos hitsejä ei oteta mukaan tarkasteluun, ominaismuodot ovat samanlaiset, mutta RFEM antaa suuremman kuormakertoimen 7.4 samanlaisella ominaismuodolla kuin Ansys, jossa kuormakerroin on 4.98.

Hitsiliitosten mallintamiseen kuorielementeillä olisi useita eri vaihtoehtoja. Tutkimalla saattaisi löytyä vieläkin parempia tapoja kuin tässä työssä esitetyt. Ongelmakohtia kuorimallihitseissä on varsinkin silloin, kun liitettävät sauvat ovat leveydeltään samanlaisia tai lähes samankokoisia ja kulmapyöristykset mallinnetaan. Tällöin muodostuu hankalasti mallinnettavia liitoksia ja teräviä kulmia, joihin muodostuu jännityspiikkejä.

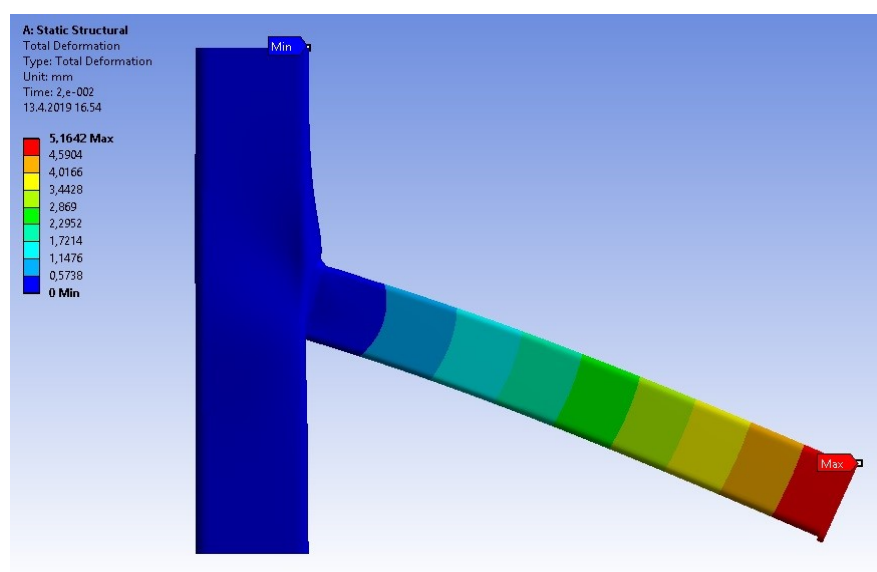
RFEM -ohjelmalla mallinnettu liitos VE1 ja VE2 olisivat todennäköisesti ihan soveltuvia karkeaan alustavaan liitostarkasteluun. Tämä tutkielma on kuitenkin hyvin suppea ja tarvittaisiin lisää testausta liitoksista erilaisilla putki- ja hitsiyhdistelmillä. Tätä tulosta ei voi yleistää muihin liitoksiin.

5.1.5 Ansys ja RFEM -mallien siirtymien vertailu

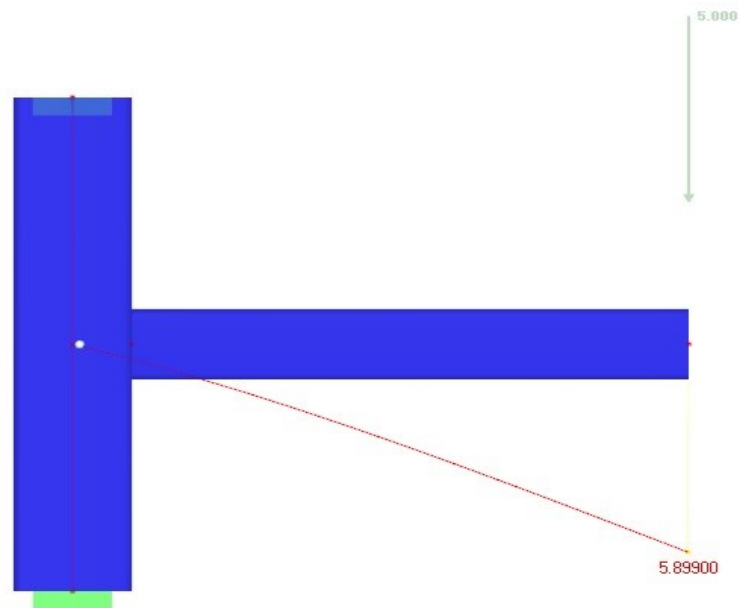
Seuraavassa on esitetty liitoksen 3 taipumat molemmilla laskentamalleilla (kuorielementti- ja solidielementtimallit) ja palkkimallin taipuma. Palkkimallissa on määritetty putkien liitokseen kiertymäjousi, jonka arvoksi on valittu Ansys -laskelmista mittaamalla määritetty kiertymäjäykkyyden alkuarvo $S_{j.ini}=749 \text{ kNm/rad}$. Taipumat on esitetty 5 kN:n pistekuormalla. Kuten nähdään, palkkimallin taipuman ja Ansys-mallin taipuman ero on 0,7 mm. Jos kiertymäjousen arvoksi laitetaan CIDECT:n mukaisella laskennalla saatu kiertymäjäykkyyden arvo $S_{j.ini}=481 \text{ kNm/rad}$, olisi palkkimallin taipuma 8.2 mm ja ero Ansys -mallin taipumaan 2.3mm.



Kuva 70. RFEM-mallin taipuma 4.2 mm.



Kuva 71. Ansys-mallin taipuma 5.2 mm.



Kuva 72. RFEM-palkkimallin taipuma osittain jäykällä liitoksella $s_{j,ini}=749$ kNm, taipuma 5.9 mm ja $s_{j,ini}=814$ kNm, taipuma 5.6 mm.

5.2 Johtopäätökset

Eurokoodin mukaisin kriteerein toteutetuilla FEM -analyysillä saavutettiin hyvin lähelle samoja kestävyysarvoja kuin eurokoodin laskentakaavoilla. FEM -laskennan tulokset vastasivat vähän paremmin eurokoodin laskentakaavojen mukaisia arvoja kuin CIDECT:n laskentakaavoilla saatuja. Hitsien koon kasvattamisen todettiin lisäävän liitoksen taivutuskestävyyttä. Pienahitsillä saatiin myös parempia taivutuskestävyyden arvoja kuin läpihitsatuilla päittäishitseillä. Eurokoodin korkealujuusteräsrakenteille asettama redusointikerroin $K_{red}=0,8$ pitää melko hyvin paikkansa tutkituissa liitoksissa, jos verrataan FEM -laskennan tuloksiin. Hajonta on kuitenkin melko suuri eri hitsien koolta ja redusointikertoimen arvoon vaikuttaa huomattavasti se, millaiseksi HAZ -alueen lujuudenalennama oletetaan laskentamallissa. Tämän suppean tutkimuksen perusteella olisi suositeltavaa käyttää aina suurempaa hitsikokoa kuin mitä pienin putken seinämävahvuus on liitoksessa. Teräsmateriaalin lujuuden alentumisesta HAZ-alueella tarvittaisiin lisää tutkimuksia tarkempien analyysien suorittamiseksi.

Eurokoodin ja CIDECT:n laskentamenetelmät perustuvat paarteen pinnan kestävyysarvojen osalta klassiseen myötöviivateoriaan ja FEM-laskenta 5%:n venymään, jossa huomioidaan osittainen plastisoituminen. Tämän vuoksi menetelmät eivät ole täysin vertailukelpoisia keskenään, mutta on tärkeää

tietää, miten ne korreloivat keskenään. Myötöviivateorian mukaisissa laskelmissa ei huomioida pienahitsin ja sen koon vaikutusta kestävyysasteeseen. FEM-laskentaan liittyvä epäselvyys on taas 5%:n venymäkriteeri ja kuinka hyvin se kuvastaa liitosten todellista plastista kestävyysasteen. Paljon kuormituskokeita vaaditaan liitoksista, että saadaan lisää tietoa niiden ja laskentamenetelmien vastaavuudesta.

Uutta tässä työssä oli tutkia, voidaanko ja kannattaako hitsien HAZ -aluetta mallintaa FEM -laskennassa. HAZ -alueen mallinnus vaikuttaisi olevan käytökelpoinen ja suhteellisen helppo tapa, ja sillä saavutettiin vertailukelpoisia kestävyysasteen arvoja verrattuna eurokoodin laskentakaavoilla saatuihin tuloksiin. Kertomalla kestävyysasteen arvot eurokoodin redusointikertoimilla, päästään enemmän varmalla puolella oleviin tuloksiin kuin HAZ -alueen mallinnuksella. Vaikka lujuus HAZ -alueella alennetaan 15%, niin itse liitoksen plastinen taivutuskestävyys ei alene samaa määrää vaan vähemmän. Jos on tarvetta äärimmäisen tarkkaan analyysiin, on HAZ -alueen mukaan ottaminen hyvä keino arvioida liitosten kestävyysasteen, esimerkiksi tutkimustoiminnassa. Eri asia on, kannattaako esimerkiksi päivittäisessä rakenne-suunnittelutyössä ryhtyä näin tarkkaan mallinnukseen. Siinä voisi riittää laskentamallin tulosten kertominen perusaineessa hitsien vieressä eurokoodin K_{HAZ} -redusointikertoimella.

FEM -laskelmilla saatiin suurempia kiertymäjäykkyyden arvoja kuin laskentakaavoilla, mikä vahvistaa aiempien tutkimusten tuloksia. Kiertymäjäykkyyden laskentakaavat vaatisivat todennäköisesti uudelleen arviointia, jotta niillä saataisiin paremmin pienahitsiliitosten kiertymäjäykkyyttä kuvaavia tuloksia. Liitosten pienahitsien koolla todettiin olevan selkeä merkitys kiertymäjäykkyyteen. Pienahitsillä kiertymäjäkykyys on parempi kuin läpihitsatulla päittäishitsillä. Kiertymäjäykkyyden laskentakaavat eivät huomioi pienahitsien vaikutusta lainkaan.

Käytännön koejärjestelyjä ja tutkimusta tarvittaisiin paljon lisää, että saataisiin lisätietoa FEM -laskelmien ja laskentakaavojen toimivuudesta korkealujuusteräksille. Lisätietoa tarvittaisiin pienahitsien koon vaikutuksesta liitoksen lujuuteen ja kiertymäjäykkyyteen. Pienahitseille tulisi selvittää tarvittava koko, jolla saavutettaisiin ns. tasaluja liitos. Lisäksi tutkimusta tarvittaisiin, että liitoksille voitaisiin määritellä rajat kiertymäkyvyn ja sitkeyden suhteen. FEM-laskennassa käytettävän 5%:n venymäkriteerin soveltuvuus korkealujuusteräkselle vaatisi myös lisätutkimuksia.

On syytä muistaa, että FEM -laskenta sisältää aina epävarmuuksia numeerisen laskennan vuoksi, eikä se koskaan vastaa täysin todellisen rakenteen toimintaa, mutta sillä voidaan päästä parhaillaan hyvin lähelle oikeanlaisia tuloksia. Luotettavan FEM -analyysin tekeminen vaatii paljon tietämystä paitsi itse elementtimenetelmään perustuvasta laskentamenetelmästä, niin myös käytettävästä ohjelmasta, teräsrakenteiden toiminnasta ja laskennan teoriasta. Ohjelmat laskevat sitä, mitä käyttäjä haluaa niiden

laskevan. Toisin sanoen väärillä lähtötiedoilla ja olettamuksilla voidaan myös saada hyvin paljon todellisuudesta poikkeavia tuloksia.

Työssä piti alun perin tutkia osa liitoksista todellisilla, vetokokeisiin perustuvilla jännitys-venymäyhteyksillä, mutta se osio valitettavasti jäi tekemättä. Samoin piti tehdä kuormituskokeita kaikista tutkituista liitoksista. Yhdestä tässä työssä tutkitusta liitoksesta on tehty kokeet, mutta niiden tulokset ei ehtineet tämän työn yhteyteen. Laskelmien vertaaminen todellisiin kuormituskokeisiin antaa paljon lisää informaatiota liitosten toiminnasta.

Lisätietoa liitosten toiminnasta olisi saatu myös Ansys -ohjelman dynaamisella ratkaisijalla (explicit dynamics) tehdyillä analyyseillä, joissa olisi käytetty elementinpoistotekniikkaa. Tässä menetelmässä tiettyjen vauriokriteereiden täytyttyä olisi ohjelma poistanut elementtejä laskentaverkosta, jolloin olisi voitu simuloida liitoksen murtumaa ja verrata kuormituskokeiden vaurioitumismalleihin. Se olisi havainnollistanut liitoksen vaurioitumista ja antanut todellisempia arvioita murtumiskestävyydestä.

Rakennesuunnittelutyössä tulee usein vastaan tilanteita, että rakenteet kuten teräsristikot on suunniteltu vastoin rakentamisajankohdan ohjeita tai ne eivät vastaa nykyisiä eurokoodin sääntöjä, jolloin ainoa keino laskennallisiin tarkasteluihin on FEM-mallinnus. Ansys on hyvä ja tarkka ohjelma kyseisiin tarkasteluihin, joskin hieman työläs mallintaa liitoksia ja laskenta vie paljon aikaa. Kuorimallit esimerkiksi RFEM -ohjelmalla laskettuna taas ovat vähemmän työläitä ja nopeampia. Yksinkertaisemmissa kuorimalleissa tulisi kuitenkin pitää mielessä niiden rajoitteet ja puutteet, kuten kiertymäjäykkyyden vaikutus, jännityspiikkien oikeanlainen tulkinta ja pienahitsien vaikutus.

LÄHTEET

European Committee for Standardisation, (CEN), 2007. Eurocode 3. Design of steel structures, Part 1-12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700 (EN 1993-1-12: 2007), Brussels, 2007.

European Committee for Standardisation, (CEN), 2005. Eurocode 3. Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints (EN 1993-1-8: 2005), Brussels, 2005.

European Committee for Standardisation, (CEN), 2005. Eurocode 3. Design of steel structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings (EN 1993-1-1: 2005), Brussels, 2005.

European Committee for Standardisation, (CEN), 2006. Eurocode 3. Design of steel structures, Part 1-5: Plated structural elements (EN 1993-1-5: 2006), Brussels, 2006.

Heinisuo, M & Salminen, M., Artikkel: Onko putkiristikon hitsattu nurkka-liitos nivel vai jäykkä? Metallirakentamisen tutkimuskeskus, Tampereen teknillinen yliopisto.

Garifullin, M., Jokinen, T., & Heinisuo, M. (2016). Supporting Document for Surrogate Model Construction of Welded HSS Tubular Y-Joints: Preliminary version. (Tampere University of Technology. Department of Civil Engineering. Structural Engineering. Research Report; Vol. 164). Tampere University of Technology. Department of Civil Engineering. Available at: [https://tutcris.tut.fi/portal/fi/publications/supporting-document-for-surrogate-model-construction-of-welded-hss-tubular-yjoints\(ccb7aa5f-fefe-45e8-bdcc-5f383f584c52\).html](https://tutcris.tut.fi/portal/fi/publications/supporting-document-for-surrogate-model-construction-of-welded-hss-tubular-yjoints(ccb7aa5f-fefe-45e8-bdcc-5f383f584c52).html)

Grotmann, D & Sedlacek, G., 1998. Rotational stiffness of welded RHS beam-to-column joints. Cidect 5BB-8/98, Aachen: RWTH-Aachen.

Havula, J., Myllymäki, H., Sorsa, I., Haapio, J. & Heinisuo, M., 2015. Experimental research of welded tubular HSS T-joints, welding times and moment resistances. In IIW International Conference High-Strength Materials – Challenges and Applications, Helsinki, Finland, 2-3 July 2015.

Havula, J., Garifullin, M., Heinisuo, M., Mela, K. & Pajunen, M., 2018. Moment-rotation behavior of welded tubular high strength steel T-joint.

Heinisuo, M., Mela, K., Tiainen, T., Jokinen, T., 2015. Surrogate modeling for rotational stiffness of welded tubular Y-joints. Proceedings of the METNET Seminar 2015 in Budapest. Ed. by Kuldeep Viridi, Aarhus University and Tenhunen Lauri, Häme University of Applied Sciences. Pub. by Häme University of Applied Sciences (HAMK). Available at:

<http://www3.hamk.fi/metnet/Budapest%202015/P02Surrogate-model-for-rotational-stiffness-of-welded-tubular-Y-joints.pdf>

Myllymäli, H. 2015. Hitsausenergian hallinta korkealujuusteräksillä eri hitsausasennoissa. Ammattikorkeakoulun opinnäytetyö, Hämeen ammattikorkeakoulu HAMK.

Ongelin, P. & Valkonen, I., 2012. Structural hollow sections. EN 1993 – Handbook 2012, Rautaruukki Oyj.

Packer, J. A., Wardenier, J., Zhao, X. –L., Van Der Vegte, G. J., Kurobane, Y., 2009. DESIGN GUIDE for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2009.

Greicevci, B. 2015/2016. Effect of heat input on the mechanical properties of high strength steel butt-welded joints. Ammattikorkeakoulun opinnäytetyö, Hämeen ammattikorkeakoulu HAMK.

Lähde, T. 2014. K-liitoksen epäkeskisen tuennan aiheuttaman sekundäärisen momentin määrittäminen. Diplomityö, Lappeenrantaan Teknillinen yliopisto.

Chen, Y. 2014. High strength steel structures-FEM validation experiments. MSc project steel structures, Faculty CITG, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands.

Mudenda, K. 2008. Performance of Cold Formed Welded Tubular Steel Joints under Moment Loading. MSc thesis, University of Cape Town.

Karren, K. W. 1967. Corner Properties on Cold-Formed Steel Shapes. Journal of the Structural Division. ASCE Proceedings, vol93, Feb. 1967.

Laitinen, T. 2015. Eri lujuusluokan terästen ja hitsausmenetelmien vaikutus pienaliitoksen väsymislujuuteen. Opinnäytetyö, Savonia Ammattikorkeakoulu.

Kemppainen, R. 2002. Materiaalimallin määrittämisestä kylmämuovattujen putkipalkkien K-liitosten FE-Analyysissä. Diplomityö, Lappeenrantaan teknillinen yliopisto. Haettu 20.3.2019, <http://lutpub.lut.fi/handle/10024/35178?show=full>

Eurocode 3-oppikirja. 2010. Teräsrakenneyhdistys.

Rhadil, P., Fulop, L., Talja, A., Kurkela, J. Experiences from numerical modelling of details with ductile failure, Research report VTT-R-01177-17

LIITOS 1

KORKEALUJUUS TERÄSPUTKIEN T-LIITOS,

KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 704\text{mm}$$

$$F_c := 9.035\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 435500\text{mm}^4$$

$$M := 7.038\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 71.198\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 11.48993 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00017$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.1329 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00009$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.06645 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.00663 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350 \text{mm}} = 0.00006$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 59.64162 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
johtuva taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.07656$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.07656$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 91.92578 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,ini

RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00003$$

$$\Delta_{4j} := 0.00190 \text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.66994 \text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.0111656$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.01114$$

$$M_{1j} := 1.558 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 139.91163 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sjpl

RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00011$$

$$\Delta_{4j} := 0.0083 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.3995$$

$$\phi_{j5} := 0.05666$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.05655$$

$$M_{1j} := 5.997 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 106.04775 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,u
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^2$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}^2$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00013$$

$$\Delta_{4j} := 0.01019 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 5.0357 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.0834$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.08327$$

$$M_{1j} := 7.038 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 84.52024 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 10.566 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 2.60277 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.04475 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 7.91848 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.01016$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.01016$$

$$M := 1.558 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 153.27209 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 50.535 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 10.01800 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.17227 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 40.34473 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.05179$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.05179$$

$$M := 5.997 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 115.79364 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEM

$$\Delta_{\text{tot}} := 71.198 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 11.75500 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.20215 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 59.24085 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.07605$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.07605$$

$$M := 5.984 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 78.68786 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 1

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$\gamma_{M0} := 1.0$	SFS-EN 1993-1-1, 6.1
$\gamma_{M1} := 1.0$	SFS-EN 1993-1-1, 6.1
$\gamma_{M2} := 1.25$	SFS-EN 1993-1-8 table 2.1
$\gamma_{M5} := 1.00$	SFS-EN 1993-1-1 table 2.1
$K_{HSS} := 0.8$	SFS-EN 1993-1-12

Beam

$h_1 := 60\text{mm}$	
$b_1 := 60\text{mm}$	
$t_1 := 4\text{mm}$	
$A_1 := 855\text{mm}^2$	
$W_{pl,1} := 17640\text{mm}^3$	
$W_{el,1} := 14520\text{mm}^3$	
$pl := 1$	Cross-section class 1
$L_{1a} := 700\text{mm}$	Beam length from column surface

Column

$b_0 := 150\text{mm}$	
$h_0 := 150\text{mm}$	
$t_0 := 6\text{mm}$	
$A_0 := 3363\text{mm}^2$	
$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$	
$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$	
$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$	
$pl := 1$	Cross-section class 1

Fillet weld

$$a := 5\text{mm}$$

Structural Steel S700

$$f_{y1} := 700\text{MPa}$$

Beam

$$f_{y0} := 700\text{MPa}$$

Column

$$f_y := 700\text{MPa}$$

Weld

$$f_u := 750\text{MPa}$$

$$f_{u1} := 750\text{MPa}$$

$$f_{u0} := 750\text{MPa}$$

$$E_{a0} := 210000\text{MPa} \quad E_{a1} := 210000\text{MPa}$$

$$E_a := 210000\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$\nu := 0.3$$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 133.49224 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 24 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 135.79278 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 5.98045 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{ip.1.Rd}}{L_{1a}} = 8.5435 \cdot \text{kN}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 24 \cdot \text{mm}$$

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 135.79278 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 6.08352 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Overrides

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 58.09475 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 58.09475 \cdot \text{mm}$$

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 95.16582 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 799.39287 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.4 \quad \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.56522 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 92.09006 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If web buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{a}{d} = 0.03788$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$\rho := 2$$

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 36 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 184.8 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 5.98045 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 7.12764 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 145.49227 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 5.70211 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 5.70211 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.14619 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.29238 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.11550775 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.05809 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.05809 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.05809 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.08533 \text{ m}$$

$$k_{\text{cw}} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 7.75751 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 0.01187 \text{ m}$$

Initial Rotational Stiffness

$$S_{j.\text{ini}} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{\text{cf}}} + \frac{1}{k_{\text{cw}}} + \frac{1}{k_i}} = 74.2408 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 1

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

STRENGTH CALCULATION ACCORDING TO EUROCODE

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 60\text{mm}$$

$$b_1 := 60\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 855\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 17640\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 14520\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$$

$p_l := 1$

Cross section class 1

Pienahitsi

$a := 5\text{mm}$

Structural steel S700

$f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

$f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

$f_y := 700\text{MPa}$

Weld

$f_u := 750\text{MPa}$

$f_{u1} := 750\text{MPa}$

$f_{u0} := 750\text{MPa}$

$E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. Calculation

Beams

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \lambda \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \lambda \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Columns

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \lambda \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment $\beta < 0.85$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.4$$

$$k_n := 1.0$$

Column in compression

$$n := \frac{N_{0,Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el,0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \lambda \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \lambda$$

Column in tension

$$M_{ip,1,Rd} := k_n \cdot f_{y0} \cdot K_{HSS} \cdot (t_0)^2 \cdot h_1 \cdot \frac{\left[\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{(1 - \beta)}} + \frac{\eta}{1 - \beta} \right]}{\gamma_{M5}} = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{ip,1,Rd}}{L_{1a}} = 7773.67681 \text{ N}$$

Column web yielding, $0.85 < \beta < 1$

$$f_{yk} := f_{y0}$$

$$M_{ip,2,Rd} := K_{HSS} \cdot 0.5 \cdot f_{yk} \cdot t_0 \cdot \frac{(h_1 + 5 \cdot t_0)^2}{\gamma_{M5}} = 13.608 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Beam yielding $0,85 < \beta < 1$

$$b_{\text{eff}} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 = 0.036 \text{ m}$$

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot f_{y1} \cdot \frac{\left[W_{\text{pl.1}} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1} \right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1 \right]}{\gamma_{\text{M5}}} = 6.86784 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{j.Rd}} := \min(M_{\text{ip.1.Rd}}, M_{\text{ip.2.Rd}}, M_{\text{ip.3.Rd}}) = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

WELDS

$$M_{\text{fw.N.Rd}} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} = 7.12764 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.S.Rd}} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} \cdot L_{\text{da}} = 145.49227 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.Rd}} := \min(M_{\text{fw.N.Rd}}, M_{\text{fw.S.Rd}}) \cdot K_{\text{HSS}} = 5.70211 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{\text{Rd}} := \min(M_{\text{fw.Rd}}, M_{\text{j.Rd}}) = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

LIITOS 1.1

KORKEALUJUUS TERÄSPUTKIEN T-LIITOS,

KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 704\text{mm}$$

$$F_c := 7.57\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 435500\text{mm}^4$$

$$M := 5.89703\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 50.754\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 9.62687 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.000143$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.11136 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.000071$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.05568 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.00556 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350 \text{mm}} = 0.00005$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 41.07145 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.05272$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.05272$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 111.84865 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,ini
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.0000215$$

$$\Delta_{4j} := 0.00190 \text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.4843 \text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.008071$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.00805$$

$$M_{1j} := 1.1685 \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 145.1643 \text{kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sjpl
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.000089$$

$$\Delta_{4j} := 0.00868 \text{ mm}^3$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.3072 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.03845$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.03836$$

$$M_{1j} := 4.87654 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 127.12234 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,u
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^3$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}^3$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.0001075$$

$$\Delta_{4j} := 0.01012 \text{ mm}^3$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.469 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.05782$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.05771$$

$$M_{1j} := 5.89703 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 102.17942 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS Sj.ini

Excel taulukossa

ANSYS mittaustulos

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 7.6765 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 1.95209 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.03356 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 5.69085 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.00731$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.00731$$

$$M := 1.1625 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 159.13045 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 35.269 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 8.14569 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.14006 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 26.98325 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.03464$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.03464$$

$$M := 4.87654 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 140.78455 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 50.754 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 9.84969 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.16937 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 40.73494 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.05229$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.05229$$

$$M := 5.89703 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 112.77263 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 1.1

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 60\text{mm}$$

$$b_1 := 60\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 855\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 17640\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 14520\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross-section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$$

Cross-section class 1

$$pl := 1$$

Fillet weld

$$a := 6\text{mm}$$

Structural Steel S700

$$f_{y1} := 700\text{MPa}$$

Beam

$$f_{y0} := 700\text{MPa}$$

Column

$$f_y := 700\text{MPa}$$

Weld

$$f_u := 750\text{MPa}$$

$$f_{u1} := 750\text{MPa}$$

$$f_{u0} := 750\text{MPa}$$

$$E_{a0} := 210000\text{MPa} \quad E_{a1} := 210000\text{MPa}$$

$$E_a := 210000\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$\nu := 0.3$$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 133.49224 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 24 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 135.79278 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 5.98045 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 24 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 135.79278 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 6.08352 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Overrides

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 58.09475 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 58.09475 \cdot \text{mm}$$

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 96.58003 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 811.27227 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.4 \quad \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.56522 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 93.45856 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If web buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{a}{d} = 0.04545$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$\rho := 2$$

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 36 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 184.8 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 5.98045 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 8.55316 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 174.59072 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 6.84253 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 5.98045 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.14619 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.29238 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.11550775 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.05809 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.05809 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.05809 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.08533 \text{ m}$$

$$k_{cw} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 7.75751 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 0.01187 \text{ m}$$

Initial Rotational Stiffness

$$S_{j.ini} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cf}} + \frac{1}{k_{cw}} + \frac{1}{k_i}} = 74.2408 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 1.1

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

STRENGTH CALCULATION ACCORDING TO EUROCODE

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 60\text{mm}$$

$$b_1 := 60\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 855\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 17640\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 14520\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$$

$p_l := 1$

Cross section class 1

Pienahitsi

$a := 6\text{mm}$

Structural steel S700

$f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

$f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

$f_y := 700\text{MPa}$

Weld

$f_u := 750\text{MPa}$

$f_{u1} := 750\text{MPa}$

$f_{u0} := 750\text{MPa}$

$E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. Calculation

Beams

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Columns

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment $\beta < 0.85$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.4$$

$$k_n := 1.0$$

Column in compression

$$n := \frac{N_{0,Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el,0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare$$

Column in tension

$$M_{ip,1,Rd} := k_n \cdot f_{y0} \cdot K_{HSS} \cdot (t_0)^2 \cdot h_1 \cdot \frac{\left[\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{(1 - \beta)}} + \frac{\eta}{1 - \beta} \right]}{\gamma_{M5}} = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web yielding, $0.85 < \beta < 1$

$$\frac{M_{ip,1,Rd}}{L_{1a}} = 7773.67681 \text{ N}$$

$$f_{yk} := f_{y0}$$

$$M_{ip,2,Rd} := K_{HSS} \cdot 0.5 \cdot f_{yk} \cdot t_0 \cdot \frac{(h_1 + 5 \cdot t_0)^2}{\gamma_{M5}} = 13.608 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Beam yielding $0,85 < \beta < 1$

$$b_{\text{eff}} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 = 0.036 \text{ m}$$

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot f_{y1} \cdot \frac{\left[W_{\text{pl.1}} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1} \right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1 \right]}{\gamma_{\text{M5}}} = 6.86784 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{j.Rd}} := \min(M_{\text{ip.1.Rd}}, M_{\text{ip.2.Rd}}, M_{\text{ip.3.Rd}}) = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

WELDS

$$M_{\text{fw.N.Rd}} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} = 8.55316 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.S.Rd}} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} \cdot L_{\text{da}} = 174.59072 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.Rd}} := \min(M_{\text{fw.N.Rd}}, M_{\text{fw.S.Rd}}) \cdot K_{\text{HSS}} = 6.84253 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{\text{Rd}} := \min(M_{\text{fw.Rd}}, M_{\text{j.Rd}}) = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

LIITOS 2

KORKEALUJUUS TERÄSPUTKIEN T-LIITOS,

KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 704\text{mm}$$

$$F_c := 6.6756\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 435500\text{mm}^4$$

$$M := 5.2\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 50.342\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 8.48945 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00013$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.09819 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00006$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.0491 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.0049 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350\text{mm}} = 0.00004$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 41.80345 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.05366$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.05366$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 96.90109 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,ini
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.000025$$

$$\Delta_{4j} := 0.00190 \text{ mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.69 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.011492$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.01147$$

$$M_{1j} := 1.4396 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 125.54286 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sjpl
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00008$$

$$\Delta_{4j} := 0.00702 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 2.5 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.04165$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.04157$$

$$M_{1j} := 4.510 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 108.4917 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,u
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^2$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}^2$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00008$$

$$\Delta_{4j} := 0.00864 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.49 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.05808$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.058$$

$$M_{1j} := 5.2 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 89.65517 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS Sj.ini

Excel taulukossa

ANSYS mittaustulos

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 10.601 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 2.40496 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.04135 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 8.15469 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.01047$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.01047$$

$$M := 1.4396 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 137.52189 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 37.158 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 7.53297 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.12952 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 29.49551 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.03786$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.03786$$

$$M := 4.510 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 119.11271 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEM

$$\Delta_{\text{tot}} := 48.816 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 8.41 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.145 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 40.261 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.05168$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.05168$$

$$M := 5.080 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 98.29165 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 2

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 60\text{mm}$$

$$b_1 := 60\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 855\text{mm}^2$$

$$W_{pl.1} := 17640\text{mm}^3$$

$$W_{el.1} := 14520\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross-section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl.0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el.0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$$

$$pl := 1$$

Cross-section class 1

Fillet weld

$$a := 3\text{mm}$$

Structural Steel S700

$$f_{y1} := 700\text{MPa}$$

Beam

$$f_{y0} := 700\text{MPa}$$

Column

$$f_y := 700\text{MPa}$$

Weld

$$f_u := 750\text{MPa}$$

$$f_{u1} := 750\text{MPa}$$

$$f_{u0} := 750\text{MPa}$$

$$E_{a0} := 210000\text{MPa} \quad E_{a1} := 210000\text{MPa}$$

$$E_a := 210000\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$\nu := 0.3$$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 133.49224 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 24 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 135.79278 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 5.98045 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{ip.1.Rd}}{L_{1a}} = 8.5435 \cdot \text{kN}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{\frac{10}{b_0} \cdot b_1}{t_0} = 24 \cdot \text{mm}$$

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 135.79278 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 6.08352 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Overrides

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 58.09475 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 58.09475 \cdot \text{mm}$$

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 92.33739 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 775.63408 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.4 \quad \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.56522 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 89.35305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If web buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{a}{d} = 0.02273$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$\rho := 2$$

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 36 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 184.8 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 5.98045 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 4.27658 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 87.29536 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 3.42127 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 3.42127 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.14619 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.29238 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.29238 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.11550775 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.05809 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.05809 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.05809 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.08533 \text{ m}$$

$$k_{\text{cw}} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 7.75751 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 0.01187 \text{ m}$$

Initial Rotational Stiffness

$$S_{j.\text{ini}} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{\text{cf}}} + \frac{1}{k_{\text{cw}}} + \frac{1}{k_i}} = 74.2408 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 2

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

STRENGTH CALCULATION ACCORDING TO EUROCODE

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 60\text{mm}$$

$$b_1 := 60\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 855\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 17640\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 14520\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4$$

$p_l := 1$

Cross section class 1

Pienahitsi

$a := 3\text{mm}$

Structural steel S700

$f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

$f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

$f_y := 700\text{MPa}$

Weld

$f_u := 750\text{MPa}$

$f_{u1} := 750\text{MPa}$

$f_{u0} := 750\text{MPa}$

$E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. Calculation

Beams

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 15 \quad \frac{h_1}{t_1} = 15 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Columns

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment $\beta < 0.85$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.4 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.4$$

$$k_n := 1.0$$

Column in compression

$$n := \frac{N_{0,Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el,0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare$$

Column in tension

$$M_{ip,1,Rd} := k_n \cdot f_{y0} \cdot K_{HSS} \cdot (t_0)^2 \cdot h_1 \cdot \frac{\left[\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{(1 - \beta)}} + \frac{\eta}{1 - \beta} \right]}{\gamma_{M5}} = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web yielding, $0.85 < \beta < 1$

$$\frac{M_{ip,1,Rd}}{L_{1a}} = 7773.67681 \text{ N}$$

$$f_{yk} := f_{y0}$$

$$M_{ip,2,Rd} := K_{HSS} \cdot 0.5 \cdot f_{yk} \cdot t_0 \cdot \frac{(h_1 + 5 \cdot t_0)^2}{\gamma_{M5}} = 13.608 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Beam yielding $0,85 < \beta < 1$

$$b_{\text{eff}} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 = 0.036 \text{ m}$$

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot f_{y1} \cdot \frac{\left[W_{\text{pl.1}} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1} \right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1 \right]}{\gamma_{\text{M5}}} = 6.86784 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{j.Rd}} := \min(M_{\text{ip.1.Rd}}, M_{\text{ip.2.Rd}}, M_{\text{ip.3.Rd}}) = 5.44157 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

WELDS

$$M_{\text{fw.N.Rd}} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} = 4.27658 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.S.Rd}} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} \cdot L_{\text{da}} = 87.29536 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.Rd}} := \min(M_{\text{fw.N.Rd}}, M_{\text{fw.S.Rd}}) \cdot K_{\text{HSS}} = 3.42127 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{\text{Rd}} := \min(M_{\text{fw.Rd}}, M_{\text{j.Rd}}) = 3.42127 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

LIITOS 3

KORKEALUJUUS TERÄSPUTKIEN T-LIITOS,

KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 704\text{mm}$$

$$F_c := 22.554\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 2264000\text{mm}^4$$

$$M := 17.5696\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 35.074\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 5.51727 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.000426$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.33178 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.000213$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.16589 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.01656 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350\text{mm}} = 0.00014$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 29.39084 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.037729$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.037729$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 465.67977 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ sj.ini
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325 \text{ }^{\circ}$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00007$$

$$\Delta_{4j} := 0.00794 \text{ mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.53 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.0053019$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.00523$$

$$M_{1j} := 3.92 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 749.24979 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,pl
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325 \text{ }^{\circ}$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00026$$

$$\Delta_{4j} := 0.0197 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 2.16 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.021641$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.02138$$

$$M_{1j} := 14.15 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 661.80253 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ $S_{j,u}$
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^2$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}^2$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00032$$

$$\Delta_{4j} := 0.0239 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.699 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.03699$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.03667$$

$$M_{1j} := 17.5696 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 479.12735 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS Sj.ini

Excel taulukossa

ANSYS mittaustulos

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 5.1642 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 1.30087 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.11247 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 3.75086 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.00481$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.00481$$

$$M := 3.92 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 814.12796 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 21.64 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 4.70025 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.40640 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 16.53335 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.02122$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.02122$$

$$M := 15.063 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 709.72168 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 35.074 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 5.83610 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.50462 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 28.73328 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.03688$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.03688$$

$$M := 17.5696 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 476.33679 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

LIITOS 3, ILMAN PIENAHITSIÄ KORKEALUJUUS TERÄSPUTKIEN T-LIITOS, KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

$$F_c := 3.753\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 2263500\text{mm}^4$$

$$M := 2.91\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 5.279\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 0.90272 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00007$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.05467 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00004$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.02733 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.00274 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350\text{mm}} = 0.00002$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 4.34895 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.00561$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.00561$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 518.57364 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ sj.ini
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6\text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.000065$$

$$\Delta_{4j} := 0.00794\text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.289\text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.00578$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.00572$$

$$M_{1j} := 2.91\text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 509.18635 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,pl
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6\text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.000275$$

$$\Delta_{4j} := 0.0197\text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 1.38\text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.0276$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.02732$$

$$M_{1j} := 15.06\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 551.14364\text{ kN}\cdot\text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ $S_{j,u}$
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^{\circ}$$

$$\Delta_{3j} := 1.6\text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00033$$

$$\Delta_{4j} := 0.0239\text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 2.25\text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.045$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.04467$$

$$M_{1j} := 18.21\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 407.65615\text{ kN}\cdot\text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS Sj.ini

Excel taulukossa

ANSYS mittaustulos

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 5.2793 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 0.96328 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.08314 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 4.23288 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.00546$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.00546$$

$$M := 2.91 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 532.79328 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 25.489 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 4.955 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.43 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 20.104 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.02594$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.02594$$

$$M := 15.063 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 580.67176 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEm

$$\Delta_{\text{tot}} := 39.377 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 5.98730 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.52030 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 32.8694 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.04241$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.04241$$

$$M := 18.2063 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 429.27107 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 3

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$\gamma_{M0} := 1.0$	SFS-EN 1993-1-1, 6.1
$\gamma_{M1} := 1.0$	SFS-EN 1993-1-1, 6.1
$\gamma_{M2} := 1.25$	SFS-EN 1993-1-8 table 2.1
$\gamma_{M5} := 1.00$	SFS-EN 1993-1-1 table 2.1
$K_{HSS} := 0.8$	SFS-EN 1993-1-12

Beam

$h_1 := 100\text{mm}$	
$b_1 := 100\text{mm}$	
$t_1 := 4\text{mm}$	
$A_1 := 1495\text{mm}^2$	
$W_{pl,1} := 53300\text{mm}^3$	
$W_{el,1} := 45270\text{mm}^3$	
$pl := 1$	Cross-section class 1
$L_{1a} := 700\text{mm}$	Beam length from column surface

Column

$b_0 := 150\text{mm}$
$h_0 := 150\text{mm}$
$t_0 := 6\text{mm}$
$A_0 := 3363\text{mm}^2$
$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$
$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667$$

$$p_1 := 1$$

Cross-section class 1

Fillet weld

$$a := 6\text{mm}$$

Structural Steel S700

$$f_{y1} := 700\text{MPa}$$

Beam

$$f_{y0} := 700\text{MPa}$$

Column

$$f_y := 700\text{MPa}$$

Weld

$$f_u := 750\text{MPa}$$

$$f_{u1} := 750\text{MPa}$$

$$f_{u0} := 750\text{MPa}$$

$$E_{a0} := 210000\text{MPa} \quad E_{a1} := 210000\text{MPa}$$

$$E_a := 210000\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$\nu := 0.3$$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 25 \quad \frac{h_1}{t_1} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 180.63872 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 40 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 213.38866 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 13.87305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 40 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 213.38866 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 16.38825 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Overrides

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 43.30127 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 43.30127 \cdot \text{mm}$$

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 101.78655 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 855.00703 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.66667 \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.27536 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 98.49681 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If WEB buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{a}{d} = 0.04545$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$\rho := 2$$

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 60 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 308 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 13.87305 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 24.43761 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 290.98454 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 19.55009 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 13.87305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.1366 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.27321 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.27 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.0433 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.0433 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.0433 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.06462 \text{ m}$$

$$k_{\text{cw}} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 5.87471 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 6.92308 \cdot \text{mm}$$

Initial Rotational Stiffness

$$S_{j.\text{ini}} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{\text{cf}}} + \frac{1}{k_{\text{cw}}} + \frac{1}{k_i}} = 481.25085 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$F := \frac{5 \text{ kN}}{\frac{z}{m}} = 52.08333 \cdot \text{kN}$$

$$S_1 := E_{a1} \cdot k_{\text{cw}} = 1233688.49415 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$S_2 := E_{a1} \cdot 2k_{\text{cf}} = 113303.61 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$S_3 := E_{a1} \cdot k_i = 1453846.15385 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$\text{delta}_{\text{k cw}} := \frac{F}{S_1} = 0.04222 \cdot \text{mm}$$

$$\text{delta}_{\text{k cf}} := \frac{F}{S_2} = 0.46 \cdot \text{mm}$$

$$\text{delta}_{\text{k i}} := \frac{F}{S_3} = 0.03582 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cw}}} = 11369.67316 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cf}}} = 522.10304 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_i}} = 13398.64615 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 3, KORJAUKSILLA MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS
BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 100\text{mm}$$

$$b_1 := 100\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 1495\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 53300\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 45270\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross-section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667$$

$p1 := 1$

Cross-section class 1

Fillet weld

$a := 6\text{mm}$

Structural Steel S700

$f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

$f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

$f_y := 700\text{MPa}$

Weld

$f_u := 750\text{MPa}$

$f_{u1} := 750\text{MPa}$

$f_{u0} := 750\text{MPa}$

$E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$

$E_a := 210000\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 25 \quad \frac{h_1}{t_1} = 25 \quad \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 180.63872 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 40 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 213.38866 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 13.87305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{\frac{10}{b_0} \cdot b_1}{t_0} = 40 \cdot \text{mm}$$

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 213.38866 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 16.38825 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Overrides

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 43.30127 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 43.30127 \cdot \text{mm}$$

$$a = 6 \cdot \text{mm}$$

throat size of a welds or tension field length

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 101.78655 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 855.00703 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.66667 \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.27536 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 98.49681 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If web buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{a}{d} = 0.04545$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 60 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 308 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 13.87305 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 24.43761 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 290.98454 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 19.55009 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

THE MOMENT JOINT RESISTANCE IS

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 13.87305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.1366 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.27321 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.27 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.0433 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.0433 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.0433 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.06462 \text{ m}$$

$$k_{\text{cw}} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 5.87471 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 6.92308 \cdot \text{mm}$$

Initial Rotational Stiffness

$$z := 0.117 \text{ m}$$

$$S_{j.\text{ini}} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{\text{cf}}} + \frac{1}{k_{\text{cw}}} + \frac{1}{k_i}} = 714.8267 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$F := \frac{5 \text{ kN}}{\frac{z}{\text{m}}} = 42.73504 \cdot \text{kN}$$

$$S_1 := E_{a1} \cdot k_{\text{cw}} = 1233688.49415 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$S_2 := E_{a1} \cdot k_{\text{cf}} = 56651.81 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$S_3 := E_{a1} \cdot k_i = 1453846.15385 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$\text{delta}_{\text{k cw}} := \frac{F}{S_1} = 0.03464 \cdot \text{mm}$$

$$\text{delta}_{\text{k cf}} := \frac{F}{2S_2} = 0.38 \cdot \text{mm}$$

$$\text{delta}_{\text{k i}} := \frac{F}{S_3} = 0.02939 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cw}}} = 16887.9618 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{cf}}} = 775.50657 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_i}} = 19901.7 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 3

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

STRENGTH CALCULATION ACCORDING TO EUROCODE

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 100\text{mm}$$

$$b_1 := 100\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 1495\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 53300\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 45270\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

Pienahitsi

 $a := 6\text{mm}$ **Structural steel S700** $f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

 $f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

 $f_y := 700\text{MPa}$

Weld

 $f_u := 750\text{MPa}$ $f_{u1} := 750\text{MPa}$ $f_{u0} := 750\text{MPa}$ $E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$ $f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$ $f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$ $\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. Calculation

Beams

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 25 \quad \frac{h_1}{t_1} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Columns

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment $\beta < 0.85$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.66667$$

$$k_n := 1.0$$

Column in compression

$$n := \frac{N_{0,Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el,0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$M_{ip,1,Rd} := k_n \cdot f_{y0} \cdot K_{HSS} \cdot (t_0)^2 \cdot h_1 \cdot \frac{\left[\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{(1 - \beta)}} + \frac{\eta}{1 - \beta} \right]}{\gamma_{M5}} = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{ip,1,Rd}}{L_{1a}} = 17896.61265 \text{ N}$$

Column web yielding, $0.85 < \beta < 1$

$$f_{yk} := f_{y0}$$

$$M_{ip,2,Rd} := K_{HSS} \cdot 0.5 \cdot f_{yk} \cdot t_0 \cdot \frac{(h_1 + 5 \cdot t_0)^2}{\gamma_{M5}} = 28.392 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Beam yielding $0,85 < \beta < 1$

$$b_{\text{eff}} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 = 0.06 \text{ m}$$

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot f_{y1} \cdot \frac{\left[W_{\text{pl.1}} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1} \right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1 \right]}{\gamma_{\text{M5}}} = 21.2464 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{j.Rd}} := \min(M_{\text{ip.1.Rd}}, M_{\text{ip.2.Rd}}, M_{\text{ip.3.Rd}}) = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

WELDS

$$M_{\text{fw.N.Rd}} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} = 24.43761 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.S.Rd}} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} \cdot L_{\text{da}} = 290.98454 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.Rd}} := \min(M_{\text{fw.N.Rd}}, M_{\text{fw.S.Rd}}) \cdot K_{\text{HSS}} = 19.55009 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{\text{Rd}} := \min(M_{\text{fw.Rd}}, M_{\text{j.Rd}}) = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

LIITOS 4

KORKEALUJUUSTERÄSPUTKIEN T-LIITOS,

KIERTYMÄJÄYKKYYDEN LASKENTA

ENSIMMÄINEN MENETELMÄ, MAKSIMISIIRTYMÄ ANSYS-MALLISTA

$$L_{1a} := 704\text{mm}$$

$$F_c := 19.16\text{kN}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

$$I_{y,0} := 11459100\text{mm}^4$$

$$I_{y,1} := 2264000\text{mm}^4$$

$$M := 14.926\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$L_0 := 700\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$\Delta_{\text{tot}} := 31.362\text{mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := \frac{F_c \cdot L_{1a}^3}{3E \cdot I_{y,1}} = 4.68702 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma

$$\phi_2 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 + \left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00036$$

$$\Delta_2 := \phi_2 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.28186 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma nivelliitokset

$$\phi_5 := \frac{M \cdot \left[\left(\frac{L_0}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot L_0^2 \cdot E \cdot I_{y,0}} = 0.00018$$

$$\Delta_3 := \phi_5 \cdot \left(L_{1a} + \frac{h_0}{2} \right) = 0.14093 \cdot \text{mm}$$

Ulokkeen taipuma täysin jäykät liitokset

$$L_{01} := 700\text{mm}$$

$$a := 350\text{mm}$$

$$b := 350\text{mm}$$

$$x := 465\text{mm}$$

$$v_x := \frac{M \cdot a^2 \cdot b^2}{2 \cdot L_{01}^3 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot (b - a) = 0 \cdot \text{mm}$$

$$v_x := \frac{M}{2 \cdot E \cdot I_{y,0}} \cdot \left[-b \cdot (3 \cdot a - L_{01}) \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^2 + 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{x}{L_{01}} \right)^3 - (x - a)^2 \right] = 0.01407 \cdot \text{mm}$$

$$\frac{v_x}{x - 350\text{mm}} = 0.00012$$

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 26.53406 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.03406$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.03406$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 438.20494 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,ini
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6\text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00007$$

$$\Delta_{4j} := 0.000055\text{mm}$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 0.598\text{mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.0059798$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.00591$$

$$M_{1j} := 3.884\text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 657.21344 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sjpl
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325$$

$$\Delta_{3j} := 1.6\text{mm}$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00022$$

$$\Delta_{4j} := 0.01981 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 2.27 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.022741$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.02252$$

$$M_{1j} := 12.052 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 535.14498 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

TOINEN MENETELMÄ Sj,u
RFEM palkin kiertymä/taipuma

$$\phi_{j1} := 0.00325^2$$

$$\Delta_{3j} := 1.6 \text{ mm}^2$$

RFEM pilarin kiertymä ja taipuma

$$\phi_{j2} := 0.00027$$

$$\Delta_{4j} := 0.000295 \text{ mm}^2$$

Ansys kiertymä liitoksessa

$$\Delta_{5j} := 3.53 \text{ mm}$$

$$\phi_{j5} := 0.035308$$

$$\phi_{j6} := \phi_{j5} - \phi_{j2} = 0.03504$$

$$M_{1j} := 14.926 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{1j}}{\phi_{j6}} = 425.99463 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

KOLMAS MENETELMÄ ANSYS MITTAUS Sj.ini

Excel taulukossa

ANSYS mittaustulos

ANSYS
mittaustulos/RFEM

$$\Delta_{\text{tot}} := 5.9753 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 1.29026 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.11156 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 4.57348 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.00587$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.00587$$

$$M := 3.884 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 661.561 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEM

$$\Delta_{\text{tot}} := 21.044 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 4.00343 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.34614 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 16.69443 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.02143$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.02143$$

$$M := 12.052 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 562.37368 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ANSYS
mittaustulos/RFEM

$$\Delta_{\text{tot}} := 31.362 \text{ mm}$$

Kokonaistaipuma ANSYS

$$\Delta_1 := 4.95795 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma RFEM

$$\Delta_3 := 0.42868 \text{ mm}$$

Ulokkeen taipuma paarteen
kiertymästä täysin jäykät
liitokset RFEM

$$\Delta_4 := \Delta_{\text{tot}} - \Delta_1 - \Delta_3 = 25.97537 \cdot \text{mm}$$

Liitoksesta
aiheutuva
taipuma

$$\phi_3 := \frac{\Delta_4}{L_{1a} + \frac{h_0}{2}} = 0.03334$$

$$\phi_j := \phi_3 = 0.03334$$

$$M := 14.926 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M}{\phi_j} = 447.62997 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 4

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

CALCULATION ACCORDING TO CIDECT, ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED RHS BEAM TO COLUMN JOINTS, Final report no. 5BB - 8/98

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 100\text{mm}$$

$$b_1 := 100\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 1495\text{mm}^2$$

$$W_{pl,1} := 53300\text{mm}^3$$

$$W_{el,1} := 45270\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross-section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl,0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el,0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667$$

Cross-section class 1

$$pl := 1$$

Fillet weld

$$a := 4\text{mm}$$

Structural Steel S700

$$f_{y1} := 700\text{MPa}$$

Beam

$$f_{y0} := 700\text{MPa}$$

Column

$$f_y := 700\text{MPa}$$

Weld

$$f_u := 750\text{MPa}$$

$$f_{u1} := 750\text{MPa}$$

$$f_{u0} := 750\text{MPa}$$

$$E_{a0} := 210000\text{MPa} \quad E_{a1} := 210000\text{MPa}$$

$$E_a := 210000\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$f_{yd0} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$$

$$\nu := 0.3$$

Poissons ratio

2. CALCULATION

Beam

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 25 \quad \frac{h_1}{t_1} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Column

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$k_n := 1.0 \quad \text{column in compression}$$

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare \quad \text{Column in tension}$$

$$F_{cf.b.R1} := \frac{4 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0}}{b_0 \cdot (1 - \beta)} \left[\frac{t_0}{2} + b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta) \cdot k_n} \right] = 180.63872 \cdot \text{kN}$$

$$b_{eff.cf.p} := \frac{10}{\frac{b_0}{t_0}} \cdot b_1 = 40 \cdot \text{mm}$$

$$F_{cf.b.R.i} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff.cf.p}) = 213.38866 \cdot \text{kN} \quad \text{Maximum}$$

$$F_{cf.b.R1} \leq F_{cf.b.R.i} = 1$$

$$M_{ip.1.Rd} := K_{HSS} \cdot F_{cf.b.R1} \cdot (b_1 - t_1) = 13.87305 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{M_{ip.1.Rd}}{L_{1a}} = 19.81865 \cdot \text{kN}$$

Influence of multiple connection...

Column flange failure by crack formation before the flange is plastified or sheared

$$0.85 \leq \beta \leq 1$$

$$b_{\text{eff.cf.p}} := \frac{\frac{10}{b_0} \cdot b_1}{t_0} = 40 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cf.b.R.2}} := \frac{f_y \cdot t_0}{\sqrt{3}} \cdot (2 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{\text{eff.cf.p}}) = 213.38866 \cdot \text{kN}$$

$$M_{\text{ip.2.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cf.b.R.2}} \cdot (b_1 - t_1) = 16.38825 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in tension or compression

$$\beta = 1$$

$$f_{\text{yk}} := f_{y0}$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2 \cdot t_0}} \cdot k_n = 21.2132 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw1}} < 2.5 \cdot t_0 = 0$$

$$l_{\text{eff.cw1}} := 2.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm} \quad \text{Overrides}$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := 0.5 \cdot b_0 \cdot \sqrt{(1 - \beta)} \cdot k_n = 43.30127 \cdot \text{mm} \quad l_{\text{eff.cw2}} < \frac{h_0}{2} = 1$$

$$l_{\text{eff.cw2}} := \frac{h_0}{2} = \blacksquare$$

$$l_{\text{eff.cw}} := \max(l_{\text{eff.cw1}}, l_{\text{eff.cw2}}) = 43.30127 \cdot \text{mm}$$

$$a = 4 \cdot \text{mm}$$

throat size of a welds or tension field length

$$b_{\text{eff}} := \frac{h_1}{2} + \sqrt{2} \cdot a + l_{\text{eff.cw}} = 98.95812 \cdot \text{mm}$$

$$F_{\text{cw.c.R3}} := 2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff}} \cdot f_y = 831.24825 \cdot \text{kN}$$

$$\beta = 0.66667 \blacksquare < \blacksquare \quad 1 - \frac{\beta}{1 - 2 \cdot \frac{t_0}{b_0}} = 0.27536 \quad \beta < 1$$

=>Stability effects doesnt have to take into account

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot F_{\text{cw.c.R3}} \cdot (b_0 - t_0) = 95.7598 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web in shear

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 + t_0) = 1872 \cdot \text{mm}^2$$

If web buckles, resistance have to be reduced

If the depth-to-thickness ratio d/tw is equal or lower than $69 \cdot \epsilon$, a web doesnt buckle

$$d := h_0 - 3 \cdot t_0 = 132 \cdot \text{mm} \quad \frac{a}{d} = 0.0303$$

$$\frac{d}{t_0} = 22 \leq 69 \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} = 39.97919$$

=>Doesnt buckle

$$V_R := \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3}} = 756.55979 \cdot \text{kN}$$

$$M_{ip.4.Rd} := K_{HSS} \cdot V_R \cdot (h_0 - t_0) = 87.15569 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Flange and web of a beam in tension or compression

$$\rho := 2$$

$$b_{eff.bf} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_y \cdot t_0}{f_y \cdot t_1} \cdot b_1 = 60 \cdot \text{mm}$$

$$F_{bf.c.R} := \left(\frac{t_1 \cdot h_1}{4} \cdot \rho + t_1 \cdot b_{eff.bf} \right) \cdot f_y = 308 \cdot \text{kN}$$

$$M_{Rd} := \min(M_{ip.1.Rd}, M_{ip.2.Rd}, M_{ip.3.Rd}, M_{ip.4.Rd}) = 13.87305 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

WELD

$$M_{fw.N.Rd} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} = 16.29174 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.S.Rd} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \cdot L_{la} = 193.98969 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{fw.Rd} := \min(M_{fw.N.Rd}, M_{fw.S.Rd}) \cdot K_{HSS} = 13.03339 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{Rd} := \min(M_{fw.Rd}, M_{Rd}) = 13.03339 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

ROTATIONAL STIFFNESS OF JOINT

Face deformation of chord surface

$$l_{\text{eff.cfhalf}} := \frac{h_1}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot b_0}{h_1} \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) = 0.1366 \text{ m}$$

$$l_{\text{eff.cf}} := 2 \cdot l_{\text{eff.cfhalf}} = 0.27321 \text{ m}$$

$$k_{\text{cf}} := \frac{8 \cdot t_0^3 l_{\text{eff.cf}}}{(1 - \beta)^3 \cdot b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot \beta}{1 - \beta}} = 0.2697705 \cdot \text{mm}$$

Compression and tension deformation of
The webs of chord

$$L_{\text{eff.cw1}} := t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} = 0.02121 \text{ m}$$

$$2.5 \cdot t_0 = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} = 0.0433 \text{ m}$$

$$\frac{h_0}{2} = 0.075 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} := \begin{cases} t_0 \cdot \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} & \text{if } L_{\text{eff.cw1}} \leq (2.5 \cdot t_0) \\ 2.5 \cdot t_0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw1}} = 0.015 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} := \begin{cases} \frac{b_0}{2} \cdot \sqrt{1 - \beta} & \text{if } L_{\text{eff.cw2}} \leq \left(\frac{h_0}{2} \right) \\ \frac{h_0}{2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$L_{\text{eff.cw2}} = 0.0433 \text{ m}$$

$$L_{\text{eff.cw}} := \max(L_{\text{eff.cw1}}, L_{\text{eff.cw2}}) = 0.0433 \text{ m}$$

$$b_{\text{eff.cw.el}} := 2 \cdot 0.7 \cdot L_{\text{eff.cw}} + t_1 = 0.06462 \text{ m}$$

$$k_{\text{cw}} := \frac{2 \cdot t_0 \cdot b_{\text{eff.cw.el}}}{(h_0 - 3 \cdot t_0)} = 5.87471 \cdot \text{mm}$$

shear deformation of The webs of The chord

$$A_v := 2 \cdot t_0 \cdot (h_0 - t_0) = 0.00173 \text{ m}^2$$

$$z := h_1 - t_1$$

$$k_i := \frac{A_v}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z} = 0.00692 \text{ m}$$

Initial Rotational Stiffness

$$S_{j.\text{ini}} := \frac{E_{a1} \cdot z^2}{\frac{1}{k_{\text{cf}}} + \frac{1}{k_{\text{cw}}} + \frac{1}{k_i}} = 481.25085 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

JOINT 4

MOMENT STRENGTH AND ROTATIONAL STIFFNESS OF WELDED TUBULAR HIGH STRENGTH STEEL T-JOINT

1. INITIAL DATA

STRENGTH CALCULATION ACCORDING TO EUROCODE

Partial factors

$$\gamma_{M0} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

SFS-EN 1993-1-1, 6.1

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

SFS-EN 1993-1-8 table 2.1

$$\gamma_{M5} := 1.00$$

SFS-EN 1993-1-1 table 2.1

$$K_{HSS} := 0.8$$

SFS-EN 1993-1-12

Beam

$$h_1 := 100\text{mm}$$

$$b_1 := 100\text{mm}$$

$$t_1 := 4\text{mm}$$

$$A_1 := 1495\text{mm}^2$$

$$W_{pl.1} := 53300\text{mm}^3$$

$$W_{el.1} := 45270\text{mm}^3$$

$$pl := 1$$

Cross section class 1

$$L_{1a} := 700\text{mm}$$

Beam length from column surface

Column

$$b_0 := 150\text{mm}$$

$$h_0 := 150\text{mm}$$

$$t_0 := 6\text{mm}$$

$$A_0 := 3363\text{mm}^2$$

$$W_{pl.0} := 179900\text{mm}^3$$

$$W_{el.0} := 152800\text{mm}^3$$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667$$

$p_l := 1$

Cross section class 1

Pienahitsi

$a := 4\text{mm}$

Structural steel S700

$f_{y1} := 700\text{MPa}$

Beam

$f_{y0} := 700\text{MPa}$

Column

$f_y := 700\text{MPa}$

Weld

$f_u := 750\text{MPa}$

$f_{u1} := 750\text{MPa}$

$f_{u0} := 750\text{MPa}$

$E_{a0} := 210000\text{MPa}$ $E_{a1} := 210000\text{MPa}$

$f_{yd0} := \frac{f_{y0}}{\gamma_{M0}} = 700\text{MPa}$

$f_{yd1} := \frac{f_{y1}}{\gamma_{M1}} = 700\text{MPa}$

$\nu := 0.3$

Poissons ratio

2. Calculation

Beams

$$\frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad \blacksquare \geq 0.25$$

$$\frac{b_1}{t_1} = 25 \quad \frac{h_1}{t_1} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_1}{b_1} = 1 \quad 0.5-2$$

Columns

$$\frac{b_0}{t_0} = 25 \quad \frac{h_0}{t_0} = 25 \quad \blacksquare \leq 35$$

$$\frac{h_0}{b_0} = 1 \quad 0.5-2$$

Column flange in bending moment $\beta < 0.85$

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.66667 \quad f_{yk} := f_{y1}$$

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.66667$$

$$k_n := 1.0$$

Column in compression

$$n := \frac{N_{0.Ed}}{\left(A_0 \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}} \right)} + \frac{M_{Ed}}{W_{el.0} \cdot \frac{f_{y0}}{\gamma_{M5}}} = \blacksquare \leq 1$$

$$k_n := 1.3 - \frac{0.4n}{\beta} = \blacksquare$$

Column in tension

$$M_{ip.1.Rd} := k_n \cdot f_{y0} \cdot K_{HSS} \cdot (t_0)^2 \cdot h_1 \cdot \frac{\left[\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{(1 - \beta)}} + \frac{\eta}{1 - \beta} \right]}{\gamma_{M5}} = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Column web yielding, $0.85 < \beta < 1$

$$\frac{M_{ip.1.Rd}}{L_{1a}} = 17896.61265 \text{ N}$$

$$f_{yk} := f_{y0}$$

$$M_{ip.2.Rd} := K_{HSS} \cdot 0.5 \cdot f_{yk} \cdot t_0 \cdot \frac{(h_1 + 5 \cdot t_0)^2}{\gamma_{M5}} = 28.392 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Beam yielding $0,85 < \beta < 1$

$$b_{\text{eff}} := \frac{10}{b_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 = 0.06 \text{ m}$$

$$M_{\text{ip.3.Rd}} := K_{\text{HSS}} \cdot f_{y1} \cdot \frac{\left[W_{\text{pl.1}} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1} \right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1 \right]}{\gamma_{\text{M5}}} = 21.2464 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{j.Rd}} := \min(M_{\text{ip.1.Rd}}, M_{\text{ip.2.Rd}}, M_{\text{ip.3.Rd}}) = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

WELDS

$$M_{\text{fw.N.Rd}} := \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot a \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} = 16.29174 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.S.Rd}} := \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot a \cdot h_1 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{\text{M2}}} \cdot L_{\text{da}} = 193.98969 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{\text{fw.Rd}} := \min(M_{\text{fw.N.Rd}}, M_{\text{fw.S.Rd}}) \cdot K_{\text{HSS}} = 13.03339 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

JOINT MOMENT RESISTANCE IS

$$M_{\text{Rd}} := \min(M_{\text{fw.Rd}}, M_{\text{j.Rd}}) = 12.52763 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$