LAPPEENRANNNAN TEKNILLLINEN YLIOPISTO
Teknillinen tiedekunta
Teräsrakenteiden laboratorio
Konetekniikan koulutusohjelma

Antti Raskinen

DIGITAALISEN VALMISTUKSEN VAIKUTUS HITSATUN RAKENTEEN VÄSYMISKESTÄVYYTEEN

Työn tarkastajat: Prof. Timo Björk
TkL. Matti Koskimäki

TIIVISTELMÄ

Lappeenrannan teknillinen yliopisto
Teknillinen tiedekunta
Teräsrakenteiden laboratorio
Konetekniikan koulutusohjelma

Antti Raskinen

Digitaalisen valmistuksen vaikutus hitsatun rakenteen väsymiskestävyyteen

Diplomityö

2015

86 sivua, 53 kuvaa, 13 taulukkoa ja 14 liitettä

Tarkastajat: Prof. Timo Björk
TkL. Matti Koskimäki

Hakusanat: Digitaalinen valmistus, FE-analyysi, Hot Spot-menetelmä, ENS-menetelmä, Väsymislaskenta, Todellisen geometrian mallintaminen

Tässä työssä tutkittiin kuinka eri tavoin rakenteen mallintaminen vaikuttaa laskettuun väsymisikään. Työssä tutkittavana rakenteena toimi Sandvik Mining and Construction OY:n lastauskoneen nostovarsi. Nostovarrelle väsytyskokeet suoritettiin Lappeenrannan teknillisen yliopiston teräsrakenteiden laboratoriossa.

Työn tavoitteena oli tutkia miten eri digitaalinen valmistuksen tasot vaikuttavat hitsatulle rakenteelle saatuun kestoikään. Työssä tutkittiin myös miten todellista geometriaa voidaan hyödyntää rakenteen kestoiän arvioinnissa.

Väsytyskoejärjestely mallinnettiin FE-menetelmällä, ja järjestelystä tehtiin useita malleja käyttäen solidi- ja laattaelementtejä. Malleista laskettiin väsymisiät hot spot- ja tehollisen lovijännityksen menetelmällä, ja saatuja tuloksia vertailtiin toisiinsa ja väsytyskokeen tuloksiin. Väsytyskokeessa vaurioituneista kohdista tarkemman tutkimuksen kohteena oli nostovarren palstalevyn kärki.

Hot spot-menetelmällä saadut kestoiät vaihtelivat paikoin melko paljon eri mallien välillä. Tehollisen lovijännityksen menetelmällä saaduissa tuloksissa erot olivat pienempiä mallien välillä. FE-mallin ja venymäliuskojen jännitykset poikkesivat toisistaan paikoin melko paljon.

Todellisen hitsatun rakenteen kestoikään vaikuttaa moni asia, ja täten FE-menetelmällä laskettu kestoikä voi poiketa huomattavasti todellisesta kestoiästä. Varsinkin hot spot-menetelmällä tulokset voivat poiketa hyvinkin paljon todellisuudesta, mikäli jännitystila tutkittavassa kohdassa on moniaksiaalinen. Todellisen geometrian mallintaminen vaatii tarkkuutta, ja alkuperäisdatan tulee olla mahdollisimman tarkkaa ja riittävän suurelta alueelta, jotta malli vastaa tarpeeksi todellista.

ABSTRACT

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

Antti Raskinen

Digital manufacturing impact on the fatigue life of the welded structure

Master's thesis

2015

86 pages, 53 figures, 13 tables and 14 appendixes

Examiners: Prof. Timo Björk
Lic.Sc.(Tech). Matti Koskimäki

Keywords: Digital manufacturing, FE-analysis, Hot spot-method, ENS-approach, Fatigue calculation, Reverse engineering

In this thesis was studied how different modeling have effect on the calculated fatigue lifetime. The studied structure was lifting arm of the loader manufactured by Sandvik Mining and Construction Ltd. The fatigue tests was performed in laboratory of steel structures in Lappeenranta University of Technology.

Objective of research was to study how does the different levels of digital manufacturing influences on fatigue lifetime of welded structure. In this thesis was also studied how actual scanned geometry can be used in fatigue analysis.

The FE-method was used to model fatigue test arrangement. FE-models were created by using plate- and solid elements. Fatigue lifetime was calculated with hot spot- and efficient notch stress approaches. The results of FE-models were compared to each other and to fatigue test results. The tip of the reinforcement plate was taken under more specific examination.

The results of fatigue calculation varied between models on hot spot-method. The ENS-approach agreed with results in different models. Results between FE-models and strain gauges differed from each other.

The fatigue lifetime of real structure depends on many cause. Therefore calculated lifetime expectations may vary from real lifetime quite much. Especially on hot spot-method result may vary a lot if multiaxial stress state appears on examined area. Modeling of true weld geometry requires precision. The scanned data must be accurate and taken from large area enough so that the model represent reality well enough.

ALKUSANAT

Tämä työ on tehty Lappeenrannan teknillisessä yliopistossa osana MANU-projektia. Työn ohjaajina toimivat prof. Timo Björk sekä TkL. Matti Koskimäki. Haluaisin kiittää heitä hyvästä ohjauksesta ja neuvoista työhöni liittyen. Haluaisin kiittää myös Sandvikin ja VTT:n väkeä yhteistyöstä, joka mahdollisti työni tekemisen. Kiitokset myös FIMECCille ja TEKESille diplomityön rahoituksesta, jota ilman työtä ei olisi voitu toteuttaa.

Kiitokset myös teräsrakenteiden laboratorion henkilökunnalle ja muille diplomityön tekijöille avusta sekä kriittisestä palautteesta, joka auttoi minua kyseenalaistamaan asioita. Tämä työ oli aiheena haastava ja siten sai minut kehittämään tietämystäni teräsrakenteiden alalla ja opetti uudenlaista kriittistä näkökulmaa.

Antti Raskinen
Lappeenrannassa 10.04.2015

SISÄLLYSLUETTELO

SISÄLLYSLUETTELO

SYMBOLI- JA LYHENNELUETTELO

1 JOHDANTO 9
1.1 Tutkimuksen taustaa ja tavoitteet 10
1.2 Tutkimusmenetelmät ja rajaukset 10
1.3 Aiemmat tutkimukset 12
2 HITSAUSLIITOSTEN VÄSYMINEN 13
2.1 Väsymisen vaiheet 13
2.1.1 Särön ydintyminen 13
2.1.2 Särön eteneminen 14
2.1.3 Murtuminen 14
2.2 Väsymisen arviointiin käytettävät menetelmät 15
2.2.1 Nimellinen jännitys 15
2.2.2 Hot spot-jännitys 18
2.2.3 Tehollisen lovijännityksen menetelmä 24
2.2.4 Murtumismekaniikka 26
2.3 Mallinnus tekniikoita väsymisiän määrittämisen helpottamiseksi 29
2.3.1 Alimalli 29
2.3.2 Alirakenne eli superelementti 30
2.4 Jännitysten mittaaminen todellisesta rakenteesta 31
2.5 Jännityshistorian muuttaminen vakioamplitudiseksi 32
3 TUTKITTAVA RAKENNE JA FE-MALLIT 34
3.1 Globaalimalli 34
3.2 Nostovarren mallit 36
3.3 Tutkittu detalji 37
3.4 Palstalevyn kärjen alimallit 38
4 TULOKSET JA NIIDEN ANALYSOINTI 43
4.1 Venymäliuskat ja mallin vastaavuus väsytyskokeeseen 43
4.2 FEA 49
4.2.1 Globaali väsytyskokeen malli 51

4.2.2 Palstalevyn kärjen kestoikä ja eri mallinnustyylien vaikutus 54
4.2.3 Geometrian muutos 59
4.2.4 Todellisen ja ideaalisen geometrian käyttö 63
4.3 Muut hitsatun rakenteen kestoikään vaikuttavat asiat 70
4.3.1 Käyttäjän vaikutus rakenteen kuormituksiin 70
4.3.2 Alkuvian vaikutus 71
4.3.3 Jäännösjännitysten vaikutus 72
4.3.4 Särön kasvun vaikutus 77
5 JOHTOPÄÄTÖKSET 79
6 LÄHTEET 84
LIITTEET
LIITE I: Hot spot-menetelmän FAT-luokat liitoksille.
LIITE II: Todellisen geometrian alkuperäisdata, joista alimallit luotiin.
LIITE III: Skannauslaitteistot ja niiden tarkkuus.
LIITE IV: Holovisionilla tehty todellisen geometrian alimalli.
LIITE V: Todellisen geometrian alimallin luomisvaiheet.
LIITE VI: Palstalevyn kärjen venymäliuskan data.
LIITE VII: Rakenteen venymäliuskojen ja FE-mallin jännitysten vastaavuus.
LIITE VIII: Koko väsytyskokeen mallin pääjännitykset työntökuormalla.
LIITE: IX: Valekauhan siirtymien mittaus.
LIITE: X: Gap-mallin tulokset lineaarisella analyysillä.
LIITE XI: Palstalevyn kärjen pääjännitykset eri malleilla.
LIITE XII: Ekvivalentti jännityksen laskenta periaate.
LIITE XIII: FE-malleista otetut hot spot-ja ekvivalenttijännitykset.
LIITE XIV: Hitsin rajaviivan jännitykset ja alue josta ne on otettu.

SYMBOLI- JA LYHENNELUETTELO

A	Pinta-ala [mm^2]
a	Särönpituus [mm]
a_c	Kriittinen särökoko (hauras murtuma) [mm]
a_f	Lopullinen särökoko [mm]
C	Parisin lain materiaalivakion arvo kun R≠0 [$\frac{mm/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m}$]
C_{hs}	Hot spotin väsymiskapasiteetti [MPa^m]
C_0	Parisin lain materiaalivakio [$\frac{mm/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m}$]
E	Kimmomoduuli [MPa]
e	Etäisyys neutraaliakselista [mm]
F	Geometriasta ja suhteellisesta särökoosta riippuva kerroin [-]
FAT	Liitoksen kestävyysluokka [MPa]
F_1	Voima [N]
m	S-N käyrä kulmakerroin [-]
N	Kestoikä [sykliä]
N_i	Kuormitus syklien lukumäärä [kpl]
N_{ref}	Referenssi kestoikä
R	Jännitys suhde S_{max}/S_{min}
S	Jännitys [MPa]
s	Kolmiaksiaalisuuskerroin
T	Vääntömomentti [Nm]
Q	leikkausvoima [N]
W_t	Vääntövastus [mm^3]
γ	Materiaalivakio [-]
γ_0	Varmuuskerroin [-]
ΔK	Jännitysintensiteetti kerroin [MPa$\sqrt{m}$]
ΔK_{th}	Jännitysintensiteetti kertoimen kynnysarvo [MPa$\sqrt{m}$]
$\Delta\sigma_i$	Jännitysvaihtelun suuruus [MPa]
$\varepsilon_{0.4t}$	Venymä 0.4:n levyn paksuuden etäisyydellä [µm/m]
$\varepsilon_{1.0t}$	Venymä levyn paksuuden etäisyydellä [µm/m]

ε_{hs}	Hot spot venymä [-]
ε_x	Hitsiä kohtisuoraan oleva venymä [-]
ε_y	Hitsin suuntainen venymä [-]
ν	Poissonin vakio [-]
ρ	Hitsin rajaviivan todellinen säde [mm]
ρ^*	Mikrorakenteellinen pituus [mm]
ρ_f	Hitsin fiktiivinen rajaviivapyöristyksen säde [mm]
σ	Jännitys [MPa]
σ_{hs}	Hot spot jännitys [MPa]
σ_{ekv}	Ekvivalentti jännitys [MPa]

2D	2-ulotteinen (taso)
3D	3-ulotteinen (solidi)
Max	Suurin
Min	Pienin
ENS	Tehollisen loven menetelmä (Efficient Notch Stress)
FEM	Finite element method/Elementti menetelmä
FEA	Finite element analysis/Elementti analyysi
Hex	Kuution muotoimen elementti
Tetra	nelisivuinen kolmioista koostuva elementti
TIG	TIG-hitsaus menetelmä (Tungsten inert gas arc welding)
IIW	Kansainvälinen hitsaus instituutio (International institute of welding)
Gap	Vain puristusta vastaan ottava elementti FE-mallissa
VTT	Valtion teknillinen tutkimuslaitos

1 JOHDANTO

Teollisuudessa käytetyt teräsrakenteet ovat usein koottu hitsaamalla. Hitsatut rakenteet joutuvat usein hyvin monimuotoisten rasitusten alaisiksi ja rakenteiden tulisi kestää käytössä useita kymmeniä vuosia. Työkoneiden runko voi joutua monenlaisten rasitusten alaiseksi. Vaihtelevat kuormitukset väsyttävät rakenteen hitsiliitoksia ja lopulta aiheuttavat väsymismurtuman.

Hitsatun rakenteen kestoikä väsyttävällä kuormituksella on monen asian yhteisvaikutus ja rakenteen kestoikään voidaan arvioida eri analysointitavoilla. Kestoikää voidaan laskea mm. nimellisiin- tai hot spot-jännityksiin perustuvilla menetelmillä sekä tehollisen lovijännityksen ja murtumismekaniikan avulla. Rakenteen kestävyyttä analysoitaessa käytetään myös erilaisia FE-analyysiin perustuvia ohjelmia, joissa rakenteen mallintamiseen voidaan käyttää erilaisia elementti tyyppejä kuten solidi- tai laattaelementtejä.

Rakennetta mallinnettaessa tulokset yleensä yritetään saada konservatiivisiksi jättämällä muun muassa kitka ottamatta huomioon, jolloin rakenne pääsee liikkumaan vapaammin ja jännitykset ovat suurempia kuin kitkan kanssa. Mikäli mallinnetaan vain osa rakenteesta, tuloksiin vaikuttaa paljon se, miten mallin reunaehdot ja kuormitukset on asetettu. Rakenteen kestoikää laskettaessa erilaisilla menetelmillä, joissa käytetään liitoksen FAT-luokkaa ja S-N-käyriä, on käyriin sisällytetty liitokselle pientä poikkeamaa sekä jäännösjännityksien vaikutusta. Kuitenkin esim. jäännösjännityksiin voidaan vaikuttaa ja siten vaikuttaa huomattavasti liitoksen kestoikään

Eri menetelmillä lasketut kestoiät voivat poiketa hyvinkin paljon toisistaan ja rakenteen kuormituksetkaan eivät ole aina selviä, sillä niihin vaikuttaa moni asia mukaan lukien käyttäjä, kun kyseessä on työkoneen runko.

1.1 Tutkimuksen taustaa ja tavoitteet

Tutkimus suoritettiin Lappeenrannan teknillisellä yliopistolla ja tutkimus liittyi MANU-projektiin. Tutkittavana rakenteena oli Sandvik Mining and Construction OY:n lastauskoneen nostovarsi. Tutkimuksen tavoitteena oli tutkia kuinka rakenteen väsymisikää voidaan arvioida digitalisoinnin avulla ja yrittää määrittää kertoimia, joista nähtäisiin kuinka paljon kukin asia vaikuttaa saatuun tulokseen. Näinollen voitaisiin vain saadulla kertoimella kertoa jollakin tavalla saatu tulos ja ottaa siten huomioon vaikka käyttäjän vaikutus, jolloin saataisiin laskettua pienin mahdollinen kestoikä, joka rakenteelle tulisi, jos käyttö ei olisi rakenteelle optimaalisinta.

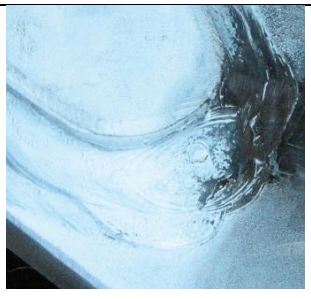
Toisena tärkeänä tavoitteena oli myös selvittää, kuinka skannatusta 3D-datasta voidaan muodostaa malli FE-analyysiä varten ja miten todellisesta geometriasta tehtyjen mallien kestoikä poikkeaa ideaalisesta geometriasta ja saadaanko näin tarkempia tuloksia rakenteen väsymiskestävyydestä. Tällöin nähdään, saadaanko tarkemmasta mallinnuksesta enää lisähyötyä vai ovatko ideaalisella geometrialla saadut tulokset tarpeeksi tarkkoja.

1.2 Tutkimusmenetelmät ja rajaukset

Tutkimus suoritettiin kirjallisuuskatsauksen, täyden mittakaavan väsytyskokeen ja FE-menetelmän avulla. Kirjallisuuskatsauksella tutkittiin osioita, joihin ei ollut työn laajuuden perusteella varaa tehdä muuta tutkimusta. FE-menetelmää varten nostovarresta skannattiin kolmella eri menetelmällä todellista geometriaa, joista tehtiin todellista geometriaa vastaavia FE-malleja. Tutkimuksessa digitaalinen valmistus jaettiin useaan eri tasoon. Digitaaliseen valmistuksen tasot laajemmasta tarkempaan on esitetty taulukossa 1.

Taulukko 1. Digitaalisen valmistuksen tasot.

Vaihe /taso	Kuormitus	Globaali rakenne	Rakenteen muoto, mitat
mitoitus	aiemmin mitattu / teoreettisiin laskuihin perustuva. Käyttäjän vaikutus, käyttökohteen vaikutus	Mitat, kitkat, välykset, kontaktit, reunaehdot ja elementtityyppi mallinnettaessa.	Päämitat, rakennedetaljien mitat ja muodot
todellinen			

Vaihe/ taso	Hitsin muoto	alkuvika	jäännösjännitys	särön kasvu
mitoitus		IIW: rajaviiva 0.15mm juuri: t	$\sigma_{res}=f_y$	Murtumismekaniikka C,m
todellinen		Globaali malli 0 mekanismi	X-ray	$N_n + N_c$ $(C.m)$

Taulukon 1 mukaisista tasoista tässä työssä tutkittiin FE-menetelmän avulla globaalia, rakenteellista ja hitsin muodon tasoa. Muita tasoja on käsitelty kirjallisuuskatsauksen avulla ja spekulatiivisella tasolla. Tässä työssä nostovarren tutkittavat yksityiskohdat rajattiin koskemaan nostovarren sisäreunalla olevaa palstalevyä ja sen väsymiskestävyyttä ja mallintamista. Palstalevyn kärki oli nostovarren väsytyskokeessa väsyneistä kohdista kriittisin. Palstalevyn kärjestä oli myös skannattu geometriaa, jolloin siitä oli paljon erilaista tietoa käytettäväksi tutkimuksessa.

1.3 Aiemmat tutkimukset

Aiempia tutkimuksia käänteisestä mallinnuksesta eli todellisen, skannatun geometrian käytöstä rakenteen analysointiin on jonkin verran, mutta sen käyttämisestä rakenteen kestoiän määrittämiseen ei tietoa löytynyt. Tutkimuksia on myös tehty siitä, miten esimerkiksi kuljettaja voi vaikuttaa työkoneen kestoikään, mutta näin laajalti ei ole aiemmin tutkittu sitä, miten digitaalisella valmistuksella voitaisiin vaikuttaa saatuun kestoikään.

2 HITSAUSLIITOSTEN VÄSYMINEN

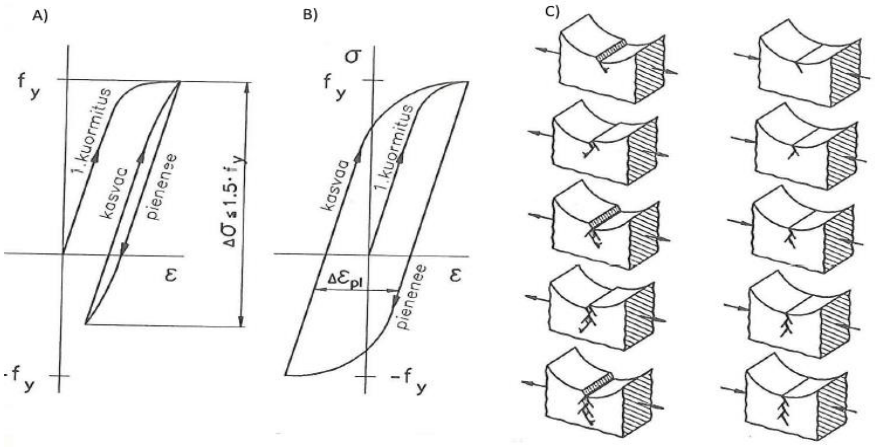
Väsyttävässä kuormituksessa rakenteessa esiintyy vaihtuvia jännityksiä, joista aiheutuu säröjen ydintymistä ja kasvua. (SFS-EN-1993 1-9. 2005. s. 7).

2.1 Väsymisen vaiheet

Rakenteen väsyminen koostuu kolmesta vaiheesta; särön ydintymisesta, särön kasvusta, sekä murtumisesta. Hitsatussa liitoksessa ydintymisvaihe voi jäädä pois hitsin juuren puolelta tai rajaviivalla olevasta hitsin ja perusaineen liittymisen epätäydellisyydestä aiheutuvasta särömäisestä alkuviasta johtuvan alkusärön vuoksi.

2.1.1 Särön ydintyminen

Mikäli hitsin muodostaman loven pohjan vertailujännitys on suurempi kuin 2x myötölujuus, esiintyy materiaalin pintakerroksissa vaihtoplastisoitumista eli edestakaista myötäämistä. Tällaiseen kohtaan ydintyy särö jossain vaiheessa. Kuvassa 1 on esitetty vaihtoplastisoitumisen periaate sekä särön ydintymisen syntymekanismi yksinkertaistetusti. Vetovaiheen liukumisesta johtuen paljasta metallipintaa altistuu ympäristö vaikutuksille, joka ei sitten puristusvaiheessa enää palaudu täysin ennalleen. Ympäristön hapettama alue murtuu taas seuraavalla vetosyklillä ja uusi liukuminen tapahtuu toisen tason suuntaan. Tämä jatkuu kunnes aineen pinnassa on selvä särömäiseksi luettava vika. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 236.)



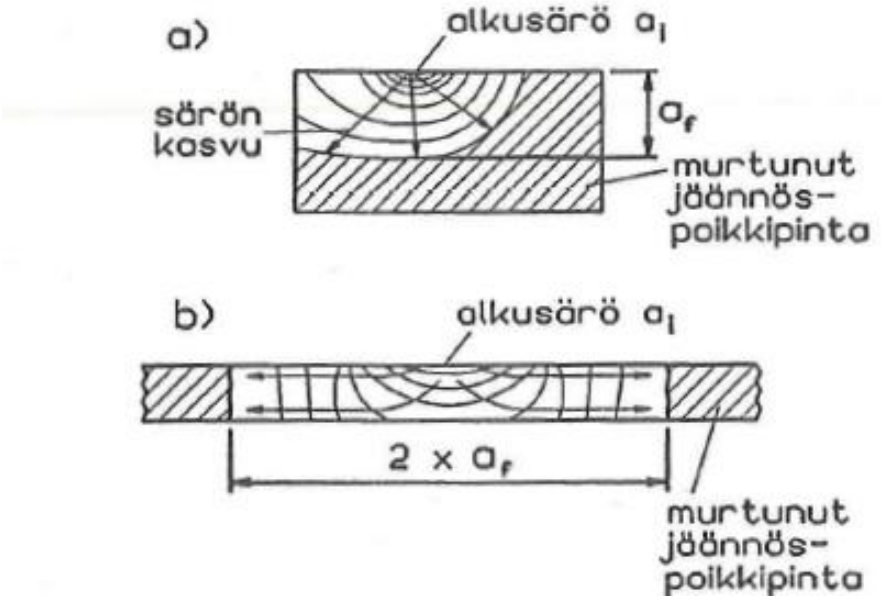
Kuva 1. Jännityskeskittymän rakenteellisen jännityksen vaihtelu (A), paikallisen loven pohjalla jännitysvaihtelu (B) ja vaihtoplastisoitumisesta johtuvaa periaatteellista särön ydintymistä (Niemi & Kemppi, 1993, s. 237).

2.1.2 Särön eteneminen

Särön eteneminen tapahtuu hyvin samalla tavalla kuin särön ydintyminen. Erona kuitenkin on se, että plastisesti muokkautuva alue on pieni verrattuna särön syvyyteen. Särön kasvuvaiheen aikana noudattaa kasvu murtumismekaniikan Parisin lakia. Parisin laissa jännitysintensiteettikerroin K_i kuvaa jännityskenttää sekä plastisesti muokkautuvan alueen suuruutta särön pohjalla. Särön kasvuvaihe alkaa noin 0.05 mm kohdalla, jolloin särönkasvu alkaa noudattaa murtumismekaniikkaa. (Kemppi & Niemi, 1993, s. 237-238.)

2.1.3 Murtuminen

Väsymissärön kasvettua niin suureksi, että jäännöspoikkileikkaus ei enää kestä suurinta hetkellistä kuormitusta tapahtuu loppumurtuma. Haurailla materiaaleilla tämä väsymissärön pituus, jolla murtuminen tapahtuu, voi olla melkein huomaamattoman pieni. Sitkeillä rakenneteräksillä särö taas voi kasvaa jopa kymmenien senttien pituiseksi ennen lopullista murtuma. Tällöin sitkeämpi teräs on turvallisempi käytön kannalta väsyttävällä kuormituksella, sillä pitkä väsymissärö voidaan havaita helpommin ennen kuin rakenne pettää kokonaan. Kuvassa 2 on periaatteellisesti esitetty kaksi eri murto poikki pintaa väsymällä hajonneelle rakenteelle. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 238.)



Kuva 2. Väsymällä murtuneita poikkipintoja; a) särö kasvaa puolielliptisenä, kunnes jäännöspoikkileikkaus murtuu ja b) levyrakenteessa särö kasvaa puolielliptisenä kunnes saavuttaa levyn toisen pinnan ja lähtee etenemään levyn suuntaisesti, kunnes tapahtuu murtuma (Niemi & Kemppi, 1993, s. 237).

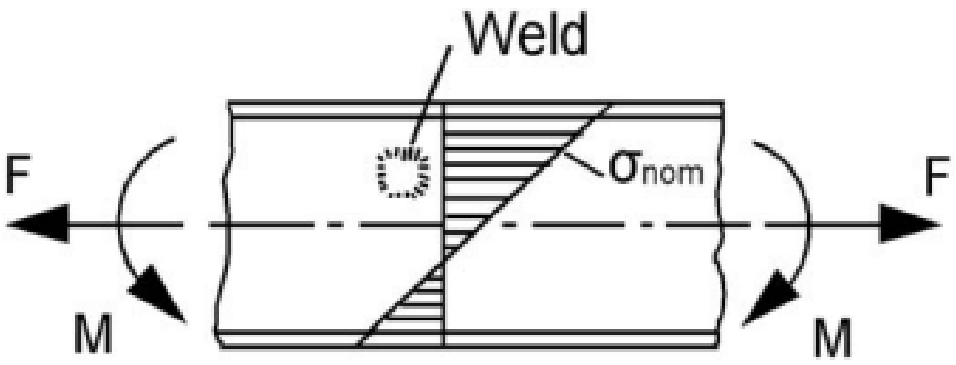
2.2 Väsymisen arviointiin käytettävät menetelmät

Väsymiskestävyyttä arvioidaan perinteisesti käyttämällä nimellistä jännitystä ja S-N-käyriin perustuvia taulukoita tunnetuille liitoksille. Tämä menetelmä ei kuitenkaan ota huomioon kyseisen liitoksen mittojen vaikutusta kestävyyteen. Nimellisen jännityksen määrittäminen on myös hankalaa, jos rakenne on monimutkainen, vaikka käytettäisiin FE-menetelmää jännitysten märittämiseen. (Niemi et. al., 2006, s. 3.)

Nimellisen jännityksen menetelmää tarkempia menetelmiä ovat hot spot- ja tehollisen lovijännityksen menetelmät sekä murtumismekaniikka, jotka ottavat huomioon liitoksen koon vaikutuksen. Näistä kaikkein tarkin menetelmä on murtumismekaniikka, joka ottaa huomioon särön ydiintymisen. Nimellinen, Hot spot- ja tehollisen lovijännityksen menetelmä perustuvat S-N-käyriin ja FAT-luokkiin. Hot spotin, tehollisen lovijännityksen sekä murtumismekaniikan käyttöä edistävät nykyään tehokkaat tietokoneet ja FEA-ohjelmat. (Niemi et al., 2006, s.3)

2.2.1 Nimellinen jännitys

Nimellisellä jännityksellä tarkoitetaan normaalisti erilaisia palkkiteorian kaavoilla laskettavia jännityksiä (Niemi & Kemppi, 1993 s. 233). Globaaleista geometrisistä ilmiöistä aiheutuvat jännitykset lasketaan nimellisiksi jännityksiksi, olivat ne sitten σ- jännitystä tai leikkausjännitystä τ (Niemi, 1990, s. 205). Nimelliseen jännitykseen otetaan myös huomioon erilaiset makrogeometriset vaikutukset ja liitosten epäjatkuvuudet. Yksinkertaisimmillaan nimellinen jännitys voidaan laskea kuvan 3 palkkimaisessa rakenteessa, kuormituksesta riippuen, yhtälöillä (1) tai (2). (Hobbacher et. al., 2013, s. 15.)



Kuva 3. Palkkimainen esimerkki rakenne jännitysten laskentaan (Hobbacher et. al., 2013, s. 15).

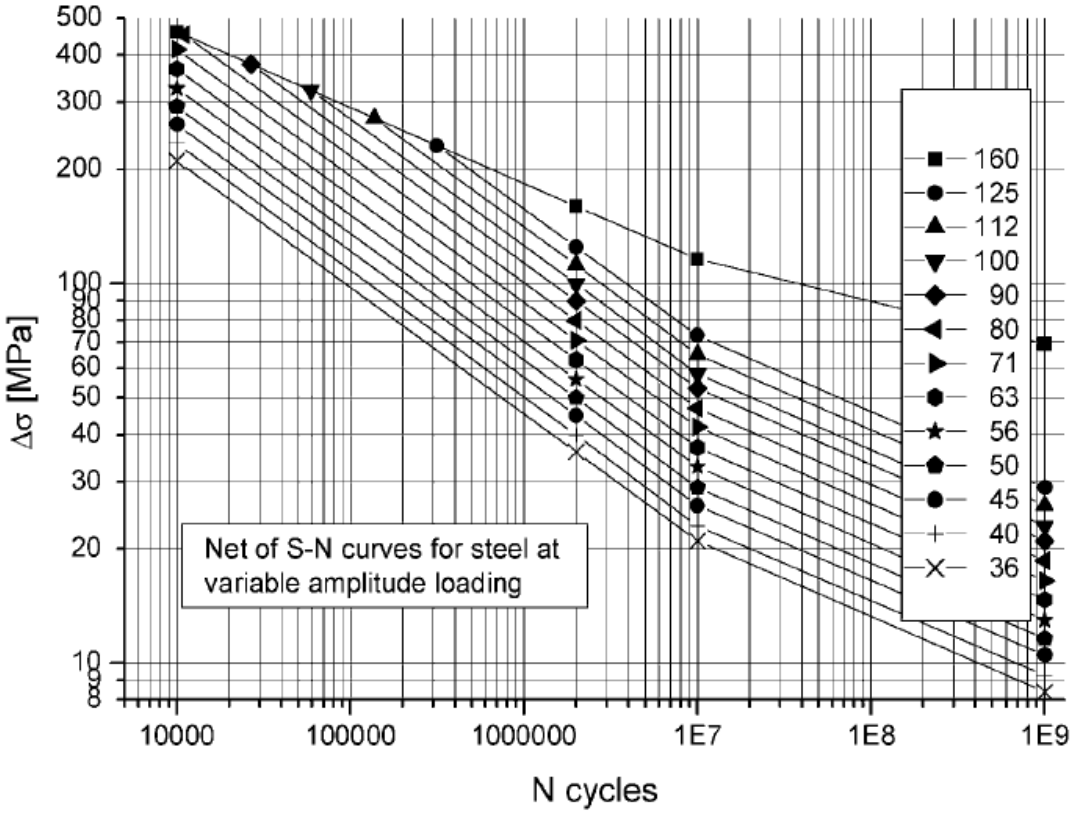
$$\sigma = \frac{F_1}{A} + \frac{M \cdot e}{I} \quad (1)$$

Yhtälössä (1) F_1 on voima ja A on pinta-ala (Räsänen, 2006, s. 9). Yhtälön jälkimmäisessä osassa M on momentti, e on etäisyys neutraaliakselitta ja I on kappaleen jäyhyys kyseisen akselin ympäri (Saikkonen, 2006, s. 93).

$$\tau = \frac{Q}{A} + \frac{T}{W_t} \quad (2)$$

Yhtälössä (2) Q on leikkaava voima (Räsänen, 2006, s. 12), T on vääntävä momentti ja W_t on poikkileikkauksen vääntövastus (Lassila, 2006, s. 177).

Liitoksen väsymisiän arvioinnissa nimellisellä menetelmällä laskettuja jännityksiä verrataan S-N-käyriin. S-N-käyrät perustuvat kokeellisiin tutkimuksiin ja siten ne ottavat huomioon rakenteelliset ja paikalliset jännityskeskittymät. S-N-käyrät eivät ole riippuvaisia materiaalin myötölujuudesta. S-N-käyrät on muodostettu siten, että detaljeille on määritetty väsymislujuusluokat eli FAT-luokat, tämä FAT-luokka perustuu jännitysvaihteluihin, jolla liitos kestää $2x10^6$ kuormanvaihtoa. Kuvassa 4 on esitetty S-N-käyrä terästelle muuttuva-amplitudiselle kuormitukselle. (Hobbacher et. al., 2013, s. 41.)



Kuva 4. S-N-käyrä muuttuva-amplitudiselle kuormalle (Hobbacher et. al., 2013, s. 116).

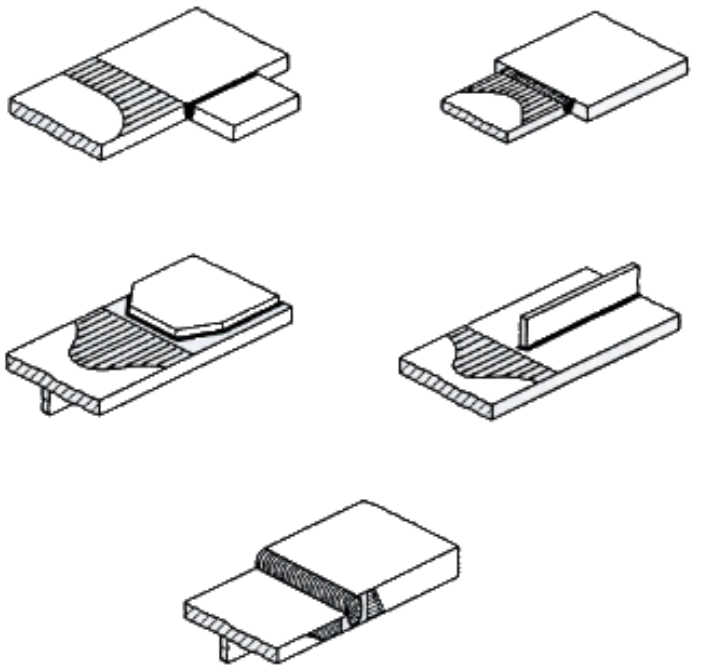
FAT-luokat alkavat arvosta 36 ja kasvavat siitä ylöspäin siten, että seuraava luokka on aina 12 % edellistä suurempi, mutta kuitenkin siten, että ne pyöristetään seuraavaan kokonaislukuun. S-N-käyrästön perusteella saadaan yhtälö (3), jolla voidaan laskea väsymisikä liitokselle, kun taulukoiden perusteella on määritetty ensin liitoksen FAT-luokka. (Hobbacher et. al., 2013, s. 36.)

$$N = \left(\frac{FAT}{\gamma_0 \cdot \Delta\sigma_{ekv}}\right)^m 2 \cdot 10^6 \qquad (3)$$

Yhtälössä (3) N on liitoksen kestoikä, FAT on liitoksen FAT-luokka, γ_0 on varmuusluku, $\Delta\sigma_{ekv}$ on liitoksessa vaikuttava ekvivalenttijännitys vaihtelu ja m on S-N-käyrän kulmakerroin kyseisellä kuormitusmäärällä. (Hobbacher e.t al., 2013, s. 36.)

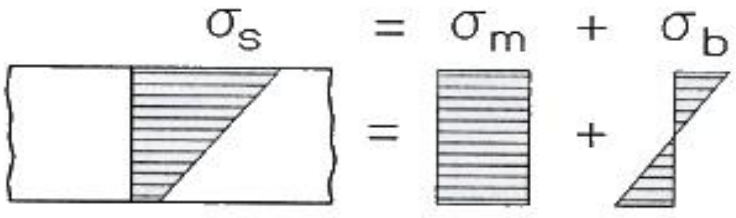
2.2.2 Hot spot-jännitys

Hot spot-jännitys eli rakenteellinen jännitys sisältää rakenteellisesta epäjatkuvuudesta johtuvat jännitykset. Hot spot-jännitys kuitenkin jättää hitsien rajaviivalle tulevan paikallisen epälineaarisen piikin huomioimatta ja linearisoi jännityksen hitsin rajaviivalle. Hitsin rajaviivan epälineaarinen jännityspiikki on kuitenkin huomioitu FAT-luokissa. Kuvassa 5 on esitetty erilaisia rakenteellisia epäjatkuvuuksia, jotka aiheuttavat hot spot-jännitystä. (Niemi et. al., 2006, s. 19.)



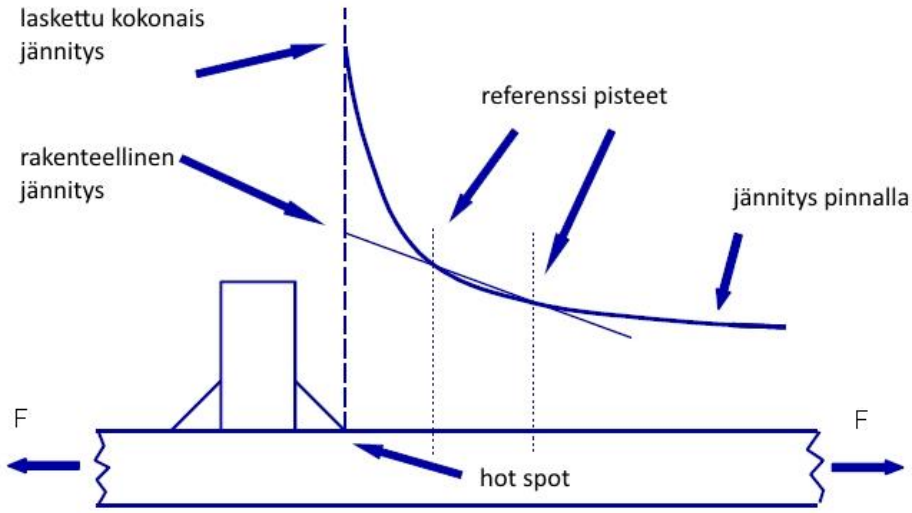
Kuva 5. Tyypillisiä epäjatkuvuuskohtia jotka aiheuttavat rakenteellista hot spot-jännitystä (Niemi & Kemppi, 1993, s. 234).

Hot spot-jännitys koostuu kalvo- sekä taivutusjännityksistä kuvan 6 mukaisesti. Näistä taivutusjännitys syntyy yleensä rakenteen epäkeskisyyksistä ja muista epäjatkuvuuksista. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 234.)



Kuva 6. Rakenteellisen jännityksen koostuminen levymäisissä osissa (Niemi & Kemppi, 1993, s. 234).

Hot spot-jännitys määritetään referenssi pisteiden ja ekstrapoloinnin avulla ja näin ollen epälineaarinen jännityspiikki hitsin rajaviivalta jää jännityksestä huomioon ottamatta. Kuvassa 7 on esitetty hot spot-jännityksen määrittäminen levyn pinnalta. (Niemi et. al., 2006, s. 19.)

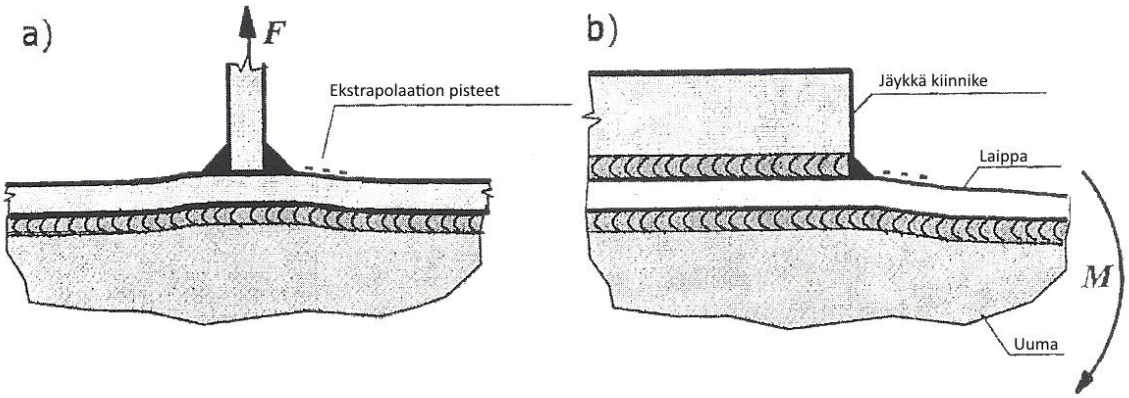


Kuva 7. Hot spot-jännityksen määrittäminen (Niemi et. al., 2006, s. 20).

Hot spot-jännityksen määrittämiseen riippuu hot spot-jännityksen tyypistä. Hot spot-jännitystä on kahta tyyppiä; a- ja b-tyyppiä. A-tyypin hot spot-jännityksessä jakauma levyn paksuuden yli voidaan riittävällä tarkkuudella olettaa olevan lineaarinen 0.4 t etäisyydellä hitsin rajaviivasta t:n ollessa levyn paksuus. Tyypin a hot spotissa rakenteellinen jännitys kasvaa lineaarisesti kohti hitsin rajaviivaa, jolloin laskenta pisteet hot spotin määrittämiseen otetaan 0.4 t:n ja t etäisyyksiltä hitsiä, jossa epälineaarinen loven vaikutus on loppunut. Hot spot-jännitys lasketaan hot spot-venymästä, joka hitsin rajaviivalle saadaan yhtälön (4) mukaisesti ekstrapoloimalla. (Niemi et. al., 2006, s. 11-12.)

$$\varepsilon_{hs} = 1.67\varepsilon_{0.4t} - 0.67\varepsilon_{1.0t} \quad (4)$$

Yhtälössä (4) ε_{hs} on hot spot-venymä ja $\varepsilon_{0.4t}$ ja $\varepsilon_{1.0t}$ ovat venymiä kyseisiltä etäisyyksiltä tutkittavasta kohdasta. Jännityksiä laskettaessa levystä, joka on suhteellisen jäykällä elastisella alustalla, kuten uumalevyn ollessa lähellä tutkittavaa kohtaa laipan toisella puolella, epäjatkuvuus on suurempaa ja jännityksen epälineaarinen käyttäytyminen aggressiivisempaa. Kuvassa 8 on esitetty esimerkki kyseisestä tilanteesta.



Kuva 8. 3 pisteen hot spotin käyttöä vaativa tilanne (Niemi et. al., 2006, s. 44).

Tällaisessa tilanteessa lineaarinen ekstrapolaatio aliarvioisi hot spotin suuruutta, jolloin hot spot tulee laskea kolmen pisteen avulla. Suositellut etäisyyden venymä laskemiselle ovat tällöin 0.4 t, 0.9 t ja 1.4 t. Hot spot-venymä lasketaan tällöin yhtälön (5) mukaisesti. (Niemi et. al., 2006, s. 12-13.)

$$\varepsilon_{hs} = 2.52\varepsilon_{0.4t} - 2.24\varepsilon_{0.9t} + 0.72\varepsilon_{1.4t} \tag{5}$$

Jännitystilan ollessa kappaleessa yksiaksiaalinen hot spot-venymästä saadaan hot spot-jännitys suoraan yhtälön (6) mukaisesti, mutta kaksiaksiaalisen jännitystilan vallitessa todellinen jännitys voi olla jopa 10 % suurempi kuin yhtälöllä (6) laskettuna, jolloin jännitys tulee laskea yhtälön (7) mukaisesti. (Niemi et. al., 2006, s. 13.)

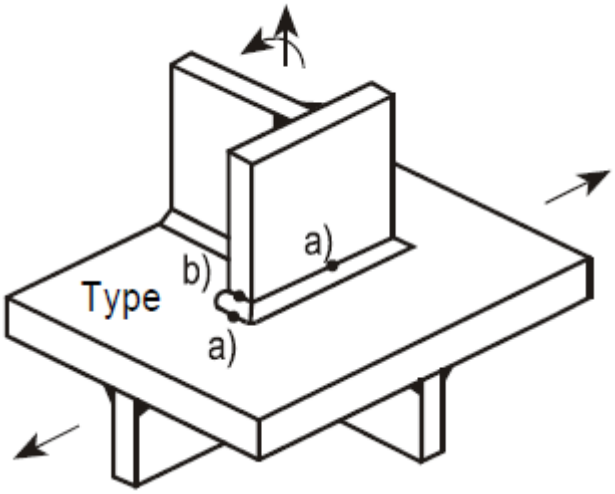
$$\sigma_{hs} = E \cdot \varepsilon_{hs} \tag{6}$$

$$\sigma_{hs} = E\varepsilon_{hs}\frac{1 + \nu\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x}}{1 - \nu} \tag{7}$$

Yhtälössä (7) $\varepsilon_y/\varepsilon_x$ on pitkittäisen ja poikittaisen venymän suhde, E on materiaalin kimmomoduuli ja ν on Poissonin vakio. ε_{hs} kuvaa taas hot spot-venymää σ_{hs}:n ollessa hot spot-jännitys. (Niemi et. al., 2006, s. 13.)

Tyypin b hot spotissa hitsin rajaviivan jännitys jakaumaan ei vaikuta pohjalevyn paksuus. Tällöin ekstrapolaatio pisteitä ei voida määrittää levyn paksuuden perusteella vaan käytetään kolmea absoluuttista etäisyyttä hitsin kärjestä. Hot spot-jännityksen ekstrapolaatio pisteet otetaan tällöin 4 mm, 8 mm ja 12 mm etäisyyksiltä hitsin kärjestä. Hot spot-jännitys lasketaan tällöin kaavan (8) mukaisesti. Kuvassa 9 on esimerkki liitoksessa esitetty, miten erikohdissa käytetään erityyppisiä hot spotteja. (Niemi et. al., 2006, s. 13-14.)

$$\sigma_{hs} = 3\sigma_{0.4mm} - 3\sigma_{8mm} + \sigma_{12mm} \quad (8)$$

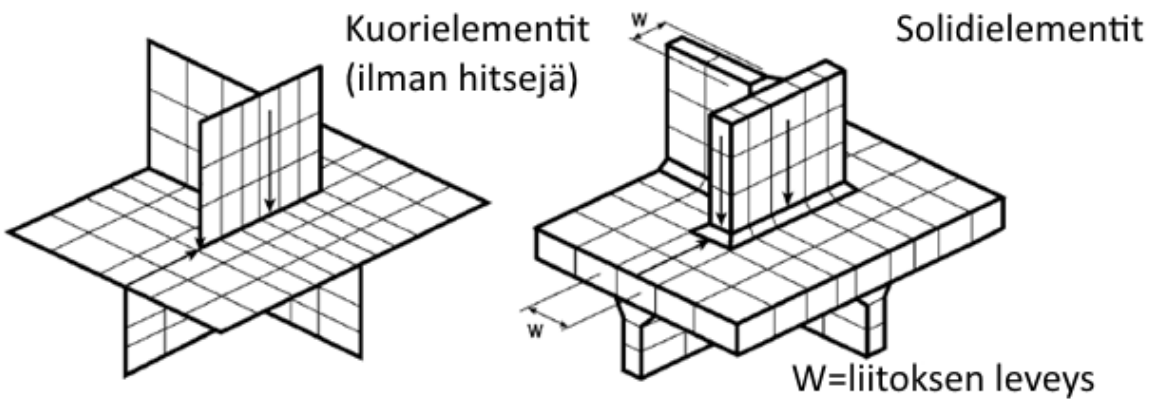


Kuva 9. Eri hot spot-tyyppien käyttökohdat (Hobbacher et. al., 2013, s .22).

Rakennetta suunniteltaessa FEM on ideaalinen työkalu rakenteellisen hot spot-jännityksen määrittämiseen. Hot spottia määritettäessä malleissa yleensä oletetaan materiaalimallin olevan lineaarinen, sillä suunnitteluohjeiden mukaan vain paikallinen myötääminen on sallittua. Hot spottia käytettäessä halutaan määrittää jännityksen vaihteluväli eli $\Delta\sigma$, jolloin yleensä rakenteelle tarvitaan vähintään kaksi kuormitustapausta, jotta saadaan jännityksen maksimi- ja minimiarvot. (Niemi et. al., 2006, s. 14.)

Isoissa rakenteissa yleensä joudutaan tekemään kaksi erillistä mallia, jotta hot spotit saadaan määritettyä. Tällöin ensin karkeammalla verkotuksella tutkitaan, missä kohdissa rakennetta hot spottia käytetään ja tämän perusteella tehdään tarkemmalla verkolla malli kyseisistä kriittisistä kohdista. Tarkempaan tutkimiseen voidaan joko käyttää alimallia tai tarkentaa karkeasta mallista verkotusta tutkittavilta alueilta. (Niemi et. al., 2006, s. 14.)

Hot spot-jännityksen määrittämiseen FEA:lla voidaan käyttää kahta eri elementtityyppiä laatta- tai solidielementtejä. Laatoilla suositellaan 8-solmuisia elementtejä etenkin alueilla, joissa on suuri jännitysgradientti. Laattaelementeillä hitsejä ei yleensä mallinneta. Käytettäessä 20-solmuisia solidielementtejä levyn paksuudelle riittää vain yksi elementti, sillä elementtien keskisolmut sallivat elementille 4-tilaisen siirtymäfunktion. Vaihtoehtoisesti voidaan käyttää useampaa kerrosta 8-solmuisia elementtejä levyn paksuussuunnassa, jolloin jännitykset linearisoituvat levyn pinnalla kohti hitsin rajaviivaa. Solidielementtejä käytettäessä on suositeltavaa mallintaa myös itse hitsit muun levyrakenteen ohella. Kuvassa 10 on esitetty esimerkki liitoksesta tehdyt laatta- ja solidimallit tyypillisine verkotuksineen ja jännitysten arviointi kohtineen. (Hobbacher et. al., 2013, s. 23.)



Kuva 10. Tyypillinen verkotus solidi- ja laattaelementeillä, sekä jännitysten arviointi reitit (Hobbacher et. al., 2013, s. 24).

Mikäli malli on suuri, eikä haluta elementtimäärän nousevan kohtuuttomuuksiin, voidaan hot spot-jännitystä myös tutkia hieman karkeammallakin verkotuksella, tällöin kuitenkin tulee käyttää epälineaarisia elementtejä. Karkeammalla verkotuksella etäisyydet, joilta hot spot-jännitys määritetään, muuttuvat hieman. Taulukossa 2 on esitetty suositellut ekstrapolointi pisteiden paikat eri elementti- sekä hot spot-tyypeille. (Niemi et. al., 2006, s. 17.)

Taulukko 2. Ohjenuorat verkotukselle hot spot-jännitysten ekstrapolointiin (Niemi et. al., 2006, s. 17).

Verkotuksen ja hot spotin tyypit		Karkea verkotus		Tarkka verkotus	
		Tyyppi a	Tyyppi b	Tyyppi a	Tyyppi b
elementti koko	Kuori	txt, maks txL/2*	10mmx10mm	≤0.4xtxt tai txL/2*	≤4mmx4mm
	Solidi	txt, maks txL*	10mmx10mm	≤0.4xtxt tai txL/2*	≤4mmx4mm
Ekstrapo-laatio pisteet	Kuori	0.5t/1.5t (keski-sol-mut)**	5mm/15mm (keski-solmut)	0.4t/1.0t (solmu jänni-tykset)	4mm/8mm/12 mm (solmu jännitykset)
	Solidi	0.5t/1.5t (pin-nan keskeltä)	5mm/15mm (pinnan kes-keltä)	0.4t/1.0t (solmu jänni-tykset)	4mm/8mm/12 mm (solmu jännitykset)

*L=Liitoksen leveys (levyn paksuus + 2 x hitsin alaosa pituus), ** Pinnan keskeltä pitkittäishitseissä, jos hitsiä ei ole mallinnettu (liitoksen kohdalta hitsin verran paksummat elementit)

Rakenteelliselle hot spot-jännityksellä laskettaessa liitoksen kestoikää käytetään hot spot -jännitykselle tarkoitettuja S-N-käyriä. Ne ovat samanlaisia kuin nimellisellä jännityksellä kestoiän laskemiseen tarkoitetut S-N-käyrät, mutta sillä erolla, että FAT-luokka perustuu hot spot-jännitys vaihteluun, jolloin ne sisältävät geometrian vaikutuksen jännityksiin. Hot spotille on käytössä kaksi FAT-luokkaa; 100 ja 90, jolloin voidaan ottaa hieman kantaa siihen miten lovijännitys voi vaihdella hitsin geometrian ja paikallisen reunaehdon vuoksi (liite I). Hot spot-jännityksen kestoikä voidaan laskea kaavan (9) mukaisesti. (Niemi et. al., 2006, s. 17.)

$$N = \left(\frac{FAT_{hs}}{\Delta\sigma_{hs}}\right)^{m} 2 \cdot 10^{6} \qquad (9)$$

2.2.3 Tehollisen lovijännityksen menetelmä

Tehollinen lovijännitys on kokonaisjännitys loven pohjalla olettaen materiaalimallin lineaariseksi. Hitsin todellinen lovi korvataan tehollisen lovijännityksen menetelmässä kuvitteellisella lovella. Kuvitteellisen loven säde lasketaan yhtälön (10) mukaan. (Fricke, 2010, s. 4.)

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \tag{10}$$

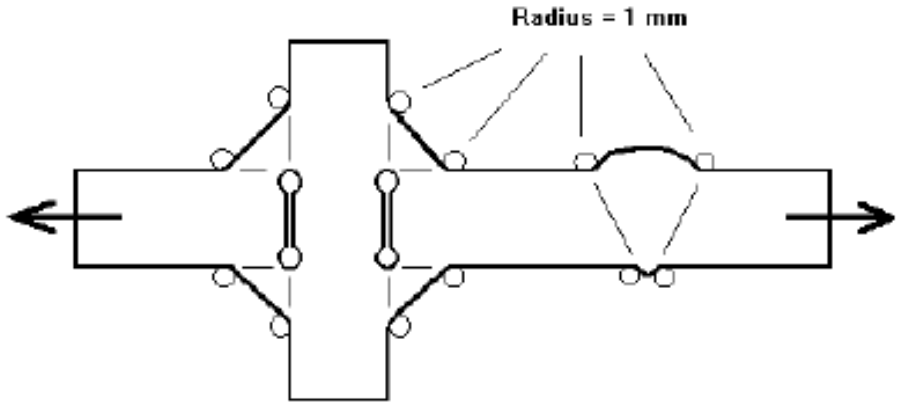
Yhtälössä (10) ρ_f on fiktiivinen rajaviivapyöristyksen säde, ρ on rajaviivan todellinen säde, s on kolmiaksiaalisuuskerroin (oletetaan = 2.5) ja ρ^* mikrorakenteellinen pituus (matalaluujuuksisille teräksille 0.4). Pahimmassa konservatiivisessa lähestymisessä todellinen rajaviivan särö oletetaan nollaksi, jolloin fiktiivisenä referenssi säteeksi saadaan 1 mm. (Fricke, 2010, s. 4-5.)

Tehollisen lovijännityksen menetelmällä voidaan arvioida hitsin rajaviivan ja juurenpuolen väsymiskestävyyksiä. Rajaviivan puolen kestoikä tulee kuitenkin varmistaa myös käyttämällä esim. hot spot-menetelmää. Tehollisen loven menetelmää käytettäessä pienahitsit tulee mallintaa 45° kulmassa ja päittäishitsit 30° kulmassa. Tehollisen lovijännityksen menetelmä ei toimi liitoksissa, joissa hitsin suuntainen jännitys komponentti on suuri. (Hobbacher, 2013, s. 29.)

Tehollisen lovijännityksen menetelmää käytettäessä levyille, joiden paksuun on 5 mm tai vähemmän, ei voida käyttää loven pyöristys säteenä 1 mm, koska pyöristystä mallinnettaessa kappaleen poikkileikkauksen pieneneminen vaikuttaisi jännitysjakaumiin ja siten saatuun kestoikään. Tämän vuoksi pyöristys säteenä on ehdotettu käytettävän 0.05 mm levyille, joiden paksuun on 5 mm tai alle. (Fricke, 2013, s. 763.)

Tehollisen lovijännityksen menetelmässä hitsin loven säteen ollessa ideaalinen ei jännitystä voida käytännössä mitata suoraan kappaleesta. Paikallisen jännitysmaksimin löytäminen olisi erittäin hankalaa todellisesta kappaleesta, siksi on käytettävä FE-analyysiä sen määrittämiseksi. Liitosta mallinnettaessa elementtikoon tulee olla korkeintaan 1/6 säteestä käytettäessä lineaarisia elementtejä. Epälineaarisilla elementeillä vastaavasti elementti koko saa

olla maksimissaan ¼ loven säteestä. Kuvassa 11 on esitetty kohdat, joissa esimerkki liitoksessa tehollisen lovijännityksen menetelmää voidaan käyttää. (Hobbacher, 2013, s. 30.)



Kuva 11. Liitoksen tehollisen lovijännityksen arviointi elementtimenetelmällä (Hobbacher, 2013, s. 30).

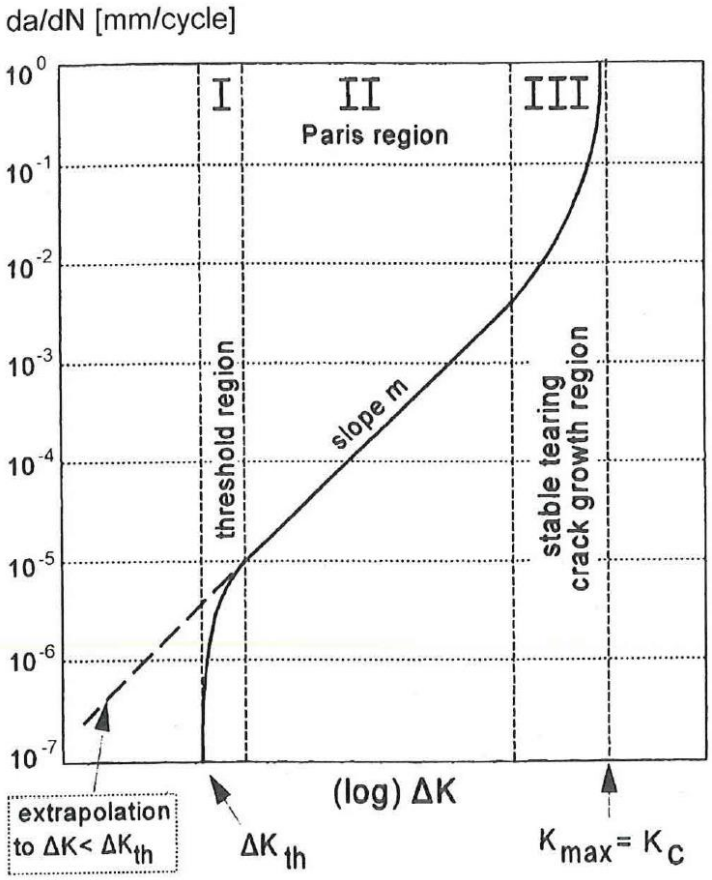
Tehollisen lovijännityksen menetelmää käytettäessä väsymisiän laskenta perustuu S-N-käyriin, kuten nimellisellä- ja hot spot-jännitykselläkin. FAT-luokkina kuitenkin käytetään yleensä joko 225 MPa käytettäessä maksimi pääjännityksiä tai 200 MPa, kun käytetään von Mises-jännityksiä. On kuitenkin suositeltavaa käyttää maksimi pääjännitystä, mikäli jännitys on moniaksiaalista ja materiaali on sitkeää, kuten rakenneteräkset. Von Mises-jännityksiä tulisi käyttää hauraille materiaaleille kuten valuraudoille. (Aygül, 2012, s. 28.) Teräslevyillä käytettäessä pyöristys sädettä 0.05 mm, eli levyn paksuuden ollessa 5 mm tai pienempi, käytetään FAT-luokkaa FAT 630 MPa. (Fricke, 2010, s. 20.)

Tehollisen loven menetelmän etuna nimellisen jännityksen ja rakenteellisen jännityksen menetelmiin on se, että paikallinen jännitys loven pohjalla ottaa huomioon niin paikallisen geometrian vaikutuksen kuin jännitysjakauman muodonkin. Kuitenkin hitsin geometrian tulee olla vähintään normaalia konepajalaatutasoa vastaava (C-luokka) etenkin hitsin rajaviivalla. jolloin hitsin normaalit epätäydellisyydet ja jäännösjännityksen sisältyvät käytettyyn FAT-luokkaan. (Fricke, 2013, s. 763.)

2.2.4 Murtumismekaniikka

Rakenteeseen voi syntyä säröjä, jotka kasvavat, kunnes ovat niin suuria, että aiheuttavat sitkeän- tai hauraan murtuman. Säröt voivat syntyä vaihtelevan kuormituksen seurauksena, jolloin kyseessä on väsymissärön kasvu tai staattisessa kuormituksessa, jolloin kyseessä on ympäristöllinen särön kasvu. Tällaiset särön voivat laskea rakenteen käyttöikää huomattavasti. Säröjen kestoikää hauraaseen murtumaan voidaan arvioida parhaiten käyttämällä murtumismekaniikkaa. Murtumismekaniikkaa joudutaan usein käyttämään isoihin hitsattuihin rakenteisiin, joissa säröt voivat kasvaa melko suuriksikin ennen haurasta murtumaa. (Dowling, 2007, s. 535-536.)

Murtumismekaniikassa vertaillaan särönkasvunopeutta *da/dN* ja särön jännitysintensiteetti kerrointa Δ*K* ja muodostetaan kuvan 12 mukaisia särön kasvukäyriä, jotka määräytyvät materiaalista. Särönkasvu käyrästä voidaan nähdä kolmeen vaihetta, särön ydintyminen, särönkasvu sekä murtuminen. Kuvassa 12 on esitetty tyypillinen särön kasvukäyrä. (Dowling, 2007, s. 536-537.)



Kuva 12. Särönkasvunopeuden ja intensiteettikertoimen yhteys. Alue 2 noudattaa Parisin lakia (Fricke, 2013, s. 768).

Kuvan 14 mukainen d*a*/d*N*-Δ*K* särönkasvukäyrä on suora alueella 2. Tällöin särönkasvu noudattaa ns. Parisin lakia. Parisin laki on esitetty yhtälössä (11). Parisin lain voimassaolo loppuu kriittiseen jännitysintensiteetti kertoimeen *Kc*. (Dowling, 2007, s. 539.)

$$\frac{da}{dN} = C_0(\Delta K)^m \tag{11}$$

Yhtälössä (11) C_0 on vakio ja *m* on logaritmisessa koordinaatistossa esitetyn käyrän kulmakerroin. Yhtälössä *da/dN* on särön kasvunopeus ja Δ*K* jännitysintensiteettikerroin, joka on murtumismekaniikassa suurin säröön kasvuun vaikuttava tekijä ja se on määritetty yhtälössä (12).

$$\Delta K = F \cdot \Delta S \cdot \sqrt{\pi a} \tag{12}$$

Yhtälössä (12) Δ*S* jännitysvaihteluväli, *a* on särö koko ja *F* on rakenteen geometriasta ja suhteellisesta särökoosta määräytyvä kerroin. Jännitysintensiteettikertoimen määräytyessä särön koosta ja suhteellisesta särön koosta ei sitä pystytä laskemaan suoraan, vaan yleensä joudutaan turvautumaan iterointiin. Parisin lain vakiot on esitetty taulukossa 3, *C*:n ja *m*:n arvot ovat voimassa kun $R=S_{min}/S_{max}\sim 0$. (Dowling, 2007, s. 539-542.)

Taulukko 3. Vakiot Parisin lakiin eri teräslaaduille kun R~0. (Dowling, 2007, s. 542.)

Teräslaatu	$C\ [\frac{mm/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m}]$	$C\ [\frac{in/cycle}{(ksi\sqrt{in})^m}]$	*m*
Ferriitti-perliittinen	6.89×10^{-9}	3.6×10^{-10}	3.0
Martensiittinen	1.36×10^{-7}	6.6×10^{-9}	2.25
Austeniittinen	5.61×10^{-9}	3.0×10^{-10}	3.25

Kuormituksen muuttuessa sellaiseksi, että $R=Smin/Smax\neq 0$ jännitysintensiteettikerroin Δ*K* kasvaa suuremmaksi. Tällöin materiaalin ollessa haurasta pienikin *R* suhteen kasvaminen

voi vaikuttaa väsymisikään hyvin paljon. Sitkeillä materiaaleilla, kuten vähähiilisillä teräksillä, joilla lujuus on melko pieni, *R*-arvon muutos ei aiheuta niin suurta vaikutusta kestoikään. *R*:n ollessa nollaa suurempi Parisin lain kerroin *C* muuttuu siitä riippuvaiseksi yhtälön (13) mukaisesti. (Dowling, 2007, s. 549.)

$$C = \frac{C_0}{(1-R)^{m(1-\gamma)}} \tag{13}$$

Yhtälössä (13) C_0 on C:n arvo kun R=0, ja γ on materiaalivakio (Dowling, 2007, s. 551). Rakenteen kestoiän selvittämiseksi murtumismekaniikan avulla suljetussa muodossa on Parisin lakiin (yhtälö 11) sijoitettava yhtälöön (12) ja integroitava lauseketta. Tällöin saadaan muodostettua yhtälö (14), jolla voidaan rakenteen kertoikä määrittää. Tämä suljetun muodon ratkaisu kuitenkin vaatii että F on vakio, jolloin se ei yleensä onnistu kuin reunasäröille. (Dowling, 2007, s. 568.)

$$N_{if} = \frac{{a_f}^{1-m/2} - {a_i}^{1-m/2}}{C\left(F\Delta S\sqrt{\pi}\right)^m (1-m/2)} \tag{14}$$

Yhtälössä (16) a_f on lopullinen särökoko, joka johtaa rakenteen vaurioitumiseen ja a_i on alkusärön koko. Lopullinen särökoko, jolla rakenne murtuu, täytyy määrittää, ennen kuin kestoikä voidaan laskea. Lopullinen murtumaan johtava särökoko määräytyy materiaalin murtumistavasta. Hauraasta materiaalista tehty rakenne hajoaa, kun saavutetaan ns. kriittinen särökoko, joka voidaan määrittää yhtälöllä (15). (Dowling, 2007, s. 568-569.)

$$a_c = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_c}{FS_{max}}\right)^2 \tag{15}$$

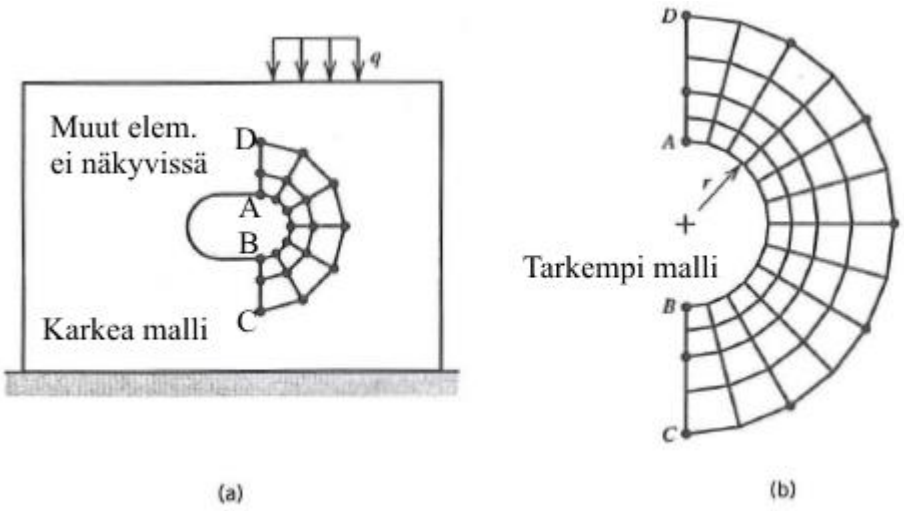
Yhtälössä (15) K_c on materiaalin kriittinen jännitysintensiteettikertoimen arvo, joka on saman kuin K_{max}. Sitkeällä materiaalilla taas särön kasvaessa rakenteen nettopoikkileikkaus pinta-ala pienenee, jolloin jännitykset rakenteessa kasvavat. Särön kasvaessa niin suureksi, että koko jäljellä oleva poikkileikkaus plastisoituu rakenne murtuu. (Dowling, 2007, s. 569.)

2.3 Mallinnus tekniikoita väsymisiän määrittämisen helpottamiseksi

Usein teollisuudessa analysoitavat rakenteet ovat kooltaan melko suuria, jolloin koko rakennetta ei kannata mallintaa tarkalla verkotuksella elementti menetelmää käytettäessä. Tällöin on hyvä tehdä ensin hieman karkeampi malli ja tämän jälkeen tehdä tarkempi verkotus kriittisiin kohtiin tai käyttää erilaisia tekniikoita, jotta mallin elementtien lukumäärä ei nouse suureksi.

2.3.1 Alimalli

Alimallinnuksella tarkoitetaan sitä, että vain tietty pieni osa rakenteesta mallinnetaan erikseen. Tällöin koko rakennetta kuvaavassa mallissa verkotus on liian harvaa tarkkojen jännitysten määrittämiseen tutkittavalta alueelta. Alimalli luodaan siten, että mallinnetaan tutkittava alue tarkemmalla verkotuksella ja tuodaan koko rakennetta kuvaavasta mallista reunaehdot ja voimat tarkemman mallin reunoille. Tällöin verkon koko voi muuttua karkeasta kokomallista alimalliin tultaessa melko paljon. Kuvassa 13 on esitetty esimerkki, kuinka verotus voi muuttua alimallin ja kokomallin välillä. (Cook, 1995, s. 136-137.)



Kuva 13. Alimallinnus tekniikka. a) Levyssä oleva reikä on osa harvaa elementti verkkoa b) Alimalli. Pisteet ovat solmujen leikkausrajalla, joilla on vastinsolmu harvassa elementti mallissa (Cook, 1995, s. 137).

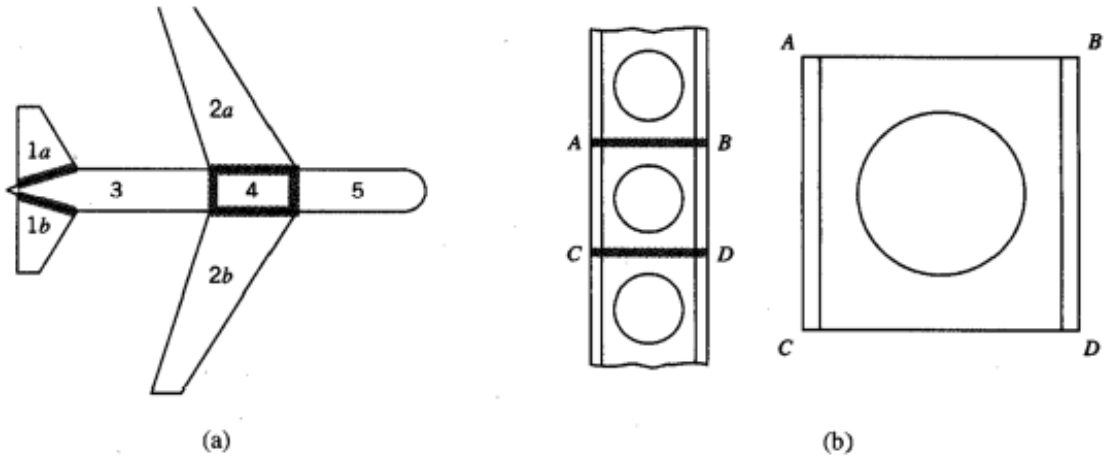
Kuvan 13 alimallissa verotuksen ollessa tarkempi kuin koko rakenteen mallissa solmuille, jotka eivät esiinny koko mallissa siirtymätilat tulevat interpoloinnin avulla. Alimallinnuk-

sessa koko rakennetta kuvaavan harvan verkon solmujen ei kuitenkaan tarvitse esiintyä alimallin verkotuksessa (Cook, 1995. s. 138). Nykyajan ohjelmissa on myös mahdollista tehdä rakenteen malli laatta-elementeillä ja alimallissa käyttää solidielementtejä, jolloin elementti tyyppienkään ei tarvitse olla samanlaiset pää- ja alimallien välillä.

2.3.2 Alirakenne eli superelementti

Alirakennetekniikassa iso rakenne jaetaan pienemmiksi alirakenteiksi, jotka analysoidaan kukin erikseen ja lopulta yhdistetään. Aiemmin syynä tähän oli lähinnä laskentakapasiteetin säästäminen, sillä tietokoneet eivät kyenneet käsittelemään kovin isoja rakenteita. (Cook, 1974, s. 227.) Nykyään superelementtejä käytetään tilanteissa, joissa halutaan siirtää tietoa jonkin rakenteen käyttäytymisestä yritykseltä toiselle, muttei tarkkaa geometriaa. Tällöin kohdeyritys, joka saa superelementin, voi käyttää sitä oman rakenteensa osana ilman, että lähettäjä yritys joutuu paljastamaan omia yrityssalaisuuksiaan. (Cook, 1995, s. 91.)

Superelementtejä käytettäessä ensin jaetaan rakenne yleensä pienempiin osiin kuvan 14 mukaisesti, jonka jälkeen luodaan kullekin superelementille globaalit ja lokaalit jäykkyysmatriisit. Superelementeistä luotaessa globaali rakenne, yksittäiset superelementit käyttäytyvät globaalissa mallissa kuten normaalit elementit. (Cook, 1995, s. 90-91.)

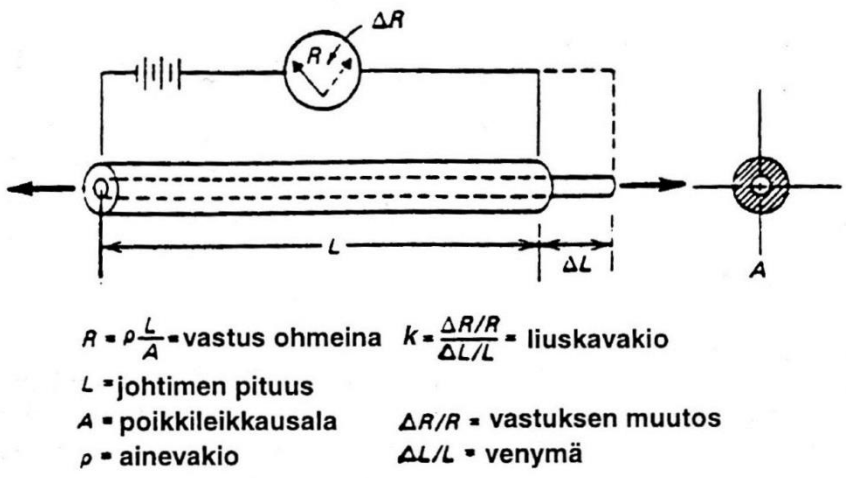


Kuva 14. Mahdolliset alirakenteen kohdassa a) lentokoneelle ja b) palkissa olevalle toistuvalle geometrialle (Cook, 1995, s. 90).

2.4 Jännitysten mittaaminen todellisesta rakenteesta

Todellisessa rakenteessa kuormitukset voivat olla hyvin monimuotoisia ja varsinkin työkoneiden kuormitushistoria on kaukana vakioamplitudisesta kuormituksesta. Työkoneen kuormitusten selvittämiseksi ne on ensin mitattava koneesta tai koneen prototyypistä. Todellisesta rakenteesta mittaukset perustuvat venymien mittauksiin, jotka voidaan mitata venymäliuskoilla, venymälakalla tai valokuvausmenetelmillä. (Niemi, 1996, s. 36) Valokuvaustekniikoissa kappaleen pintaa kuvataan tarkalla kameralla kuormitukset aikana ja kamera tallentaa suhteelliset muutokset kappaleen pinnalla ja niiden avulla ohjelmisto muodostaa venymä kuvan.

Näistä menetelmistä yleisin ja käytännöllisin on venymäliuskamittaus. Venymäliuskan toiminta perustuu liuskaa venytettäessä aiheutuvaan liuskan poikkipinta-alan muutokseen ja sitä kautta vastuksen muuttumiseen. Venymäliuskan toiminta on esitetty kuvassa 15. Venymät ilmoitetaan yleensä liuskamittauksella microstain, joka on yhtä kuin µm/m. Mittauksessa saaduista venymäarvoista saadaan laskettua rakenteen jännitykset materiaalin kimmomoduulin avulla. (Niemi, 1996, s. 36-37.)



Kuva 15. Venymäliuskan toimintaperiaate (Niemi, 1996, s. 36).

Venymäliuskojen eniten käytetty materiaali on kuparin ja nikkelin seos konstantaani. Venymäliuskat ovat hyvin tarkkoja ja niillä päästään jopa ±0.10 % tarkkuuteen. Hyvin pieniä muutoksia mitatessa käytetään yleensä ns. Wheatstonen siltakytkentää, joka kykenee mit-

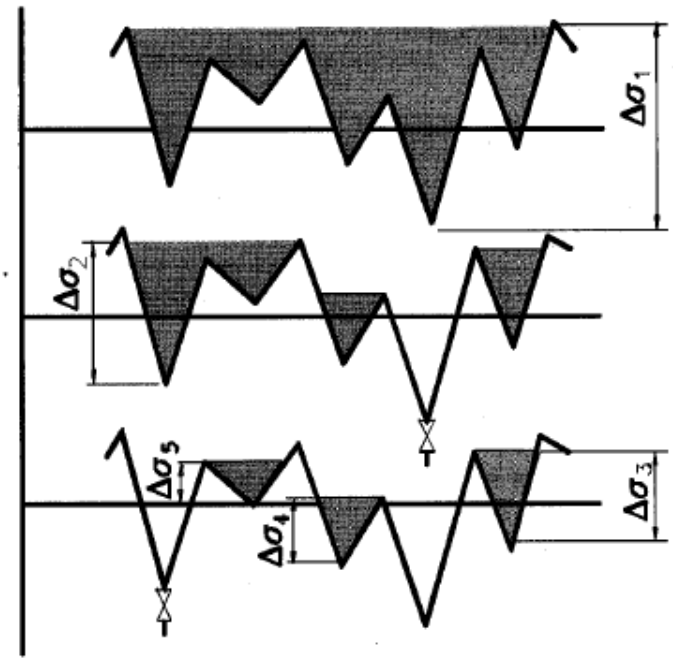
taamaan hyvin pieniä muutoksia. Rakenteesta pääjännityksiä voidaan mitata erilaisilla liuskakytkennöillä kuten kaksielementtisellä rusetilla jännitysten suuntien ollessa tiedossa. Pääjännitysten suuntien ollessa tuntemattomat käytetään kolmielementti rusettia. Venymäliuskojen avulla voidaan rakenteelle suorittaa (Niemi, 1996, s. 37-38.):

-nimellisen jännityksen mittaamista
-hot spot-jännityksen mittaamista
-rakenteelliset venymät mittaamista SN-käyrien määrittämiseksi
-dynaamista vasteen mittaamista
-FEM-tulosten verifiointia
-K_s-kertoimen kokeellinen määrittäminen
-jännitysheilahdusten jakauman ja kertymän määrittäminen.

2.5 Jännityshistorian muuttaminen vakioamplitudiseksi

Todellisessa rakenteessa venymäliuskojen perusteella saadut kuormitukset voivat olla erittäin monimuotoisia. Rakenteeseen aiheutuvat jännitysamplitudit voivat vaihdella niin voimakkuudeltaan kuin taajuudeltaan. Kestoiän laskeminen rakenteelle kuitenkin perustuu vakioamplitudiseen kuormitukseen. Tämän vuoksi kuormitus todellisesta rakenteesta mitattu jännityshistoria on ensin muutettava vakioamplitudiseksi. (Hobbacher, 2013, s. 37.)

Jännityshistoria voidaan muuttaa vakio amplitudiseksi usealla eri tekniikalla, mutta on suositeltavaa käyttää rainflow- tai vastaavaa menetelmää. Rainflow-menetelmää on helpoin havainnollistaa vesisäiliöllä, josta avataan säiliön pohjasta venttiilejä siten, että saadaan aina aikaa mahdollisimman suuri jännitysheilahdus. Kuvassa 16 on esitetty rainflow-menetelmän analogiaa. (Niemi, 2003, s. 93.)



Kuva 16. Rainflow-menetelmän havainnollistaminen vesisäiliö analogialla (Niemi, 2003, s. 93).

Ekvivalentti jännityksen laskemiseksi rainflow:lla kuvan 16 perusteella saadut jännitysvaihtelut taulukoitaisiin ja sijoitettaisiin yhtälöön (16) (Niemi, 2003, s. 93). Väsymiskestävyyttä laskettaessa kuormituksissa tärkein kestoikään vaikuttava tekijä on jännitysheilahdusten suuruus eli $\Delta\sigma$. Keskijännityksen vaikutus hitsatuissa rakenteissa (ei yleistettynä) kestoikään on melko pieni, sillä hitsatussa rakenteessa hitsausjännitykset pitävät hitsin jännitys tason melko korkeana. (Niemi, 2003, s. 92.)

$$\sigma_{ekv} = \sqrt[3]{\frac{\sum(N_i * \Delta\sigma_i)}{N_{ref}}} \tag{16}$$

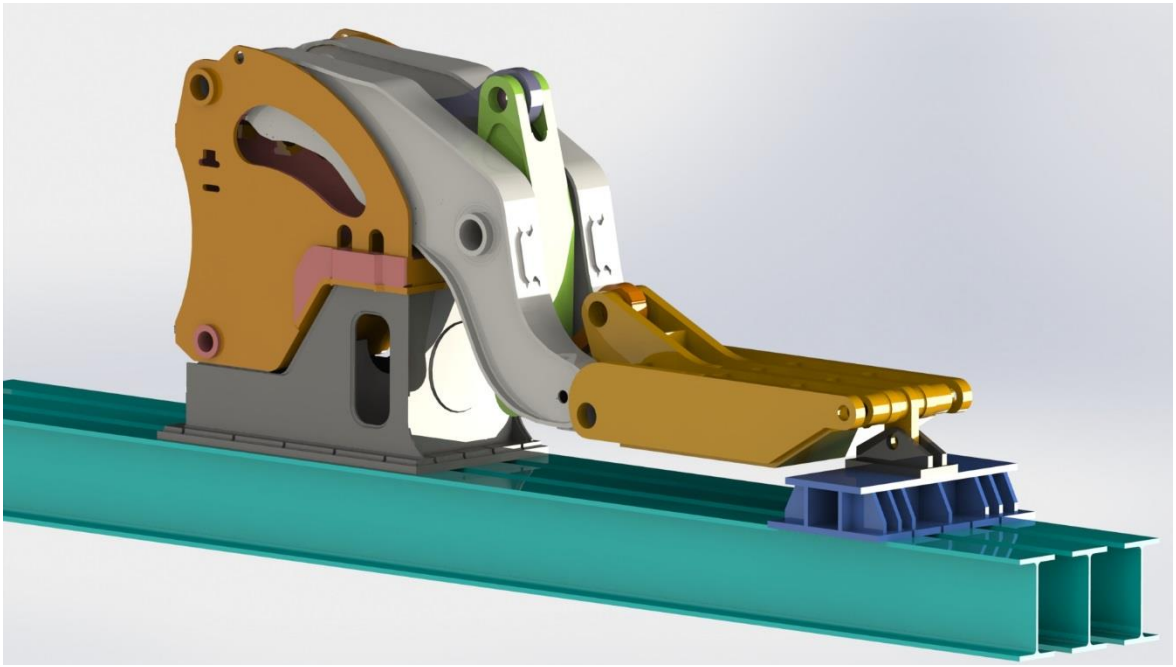
Yhtälössä (16) $\Delta\sigma_i$ jännitysvaihteluväli ja N_i on näiden jännitysvaihteluiden lukumäärä. N_{ref} on referenssi kestoikä, johon ekvivalenttia kuormitusta voidaan verrata. Referenssikestoikä voi olla joko kuormituskertojen summa $Nref = \sum Ni$ tai ajanjaksoa kuvaava luku kuten työkiertojen määrä, jos halutaan laskea esimerkiksi montako työkiertoa rakenne kestää. (Niemi et al. 2004. s 121.)

3 TUTKITTAVA RAKENNE JA FE-MALLIT

Tässä työssä tutkittiin kuinka erilailla mallinnetussa rakenteessa väsymisiät vaihtelevat. Tutkittavana rakenteena toimi Sandvikin oy:n lastauskoneen nostovarsi. Nostovarren mallit on esitetty tässä kappaleessa globaalista koko väsytyskoetta kuvaavasta pelkän nostovarren mallin kautta käytettyihin alimalleihin.

3.1 Globaalimalli

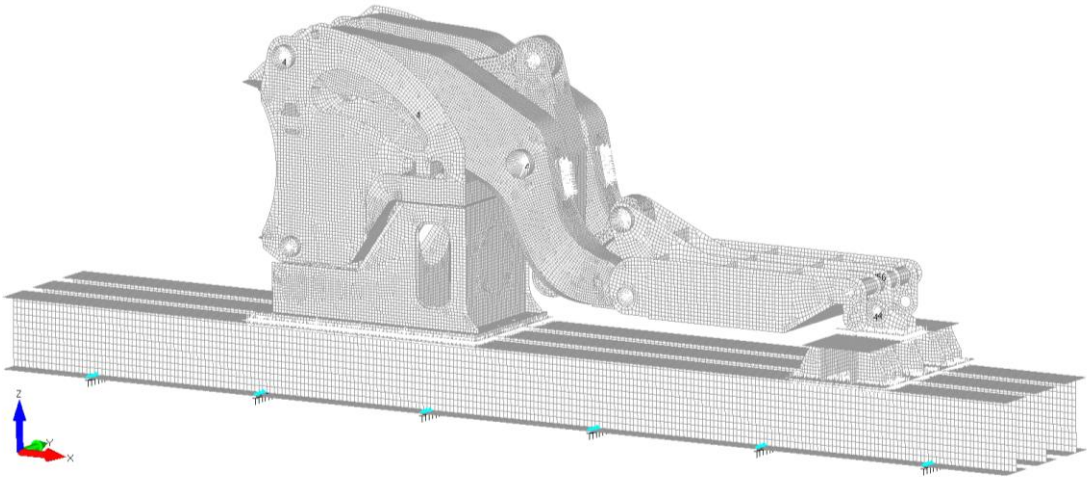
Lappeenrannan teknillisen yliopiston teräsrakenteiden laboratorion tiloihin pystytettiin kuvan 17 mukainen väsytyskoejärjestely. Koejärjestely koostuu tutkittavasta nostovarresta, kauhaa kuvaavasta rakenteesta ja osasta koneen runkoa, joka on muokattu siten, että koko väsytyskoejärjestely saatiin kiinnitettyä I-palkkien päälle laboratorioon.



Kuva 17. Väsytyskoe järjestelyn 3D-malli

Väsytyskoejärjestely mallinnettiin käyttämällä pääosin laattaelementtejä. Tämä mallinnus tehtiin FEMAP-ohjelman versiolla 11.1. Muutama paksumpi palkki mallinnettiin solidielementeillä. Ruuviliitokset mallinnettiin rigidi- ja palkkielementeillä. Kontaktit pintojen vä-

lille mallinnettiin käyttämällä gap-elementtejä. Kontaktit oletettiin kitkattomiksi analyyseissä. Koko mallista tehtiin kaksi eri versiota. Ensimmäisessä versiossa rakenteen niveltapit mallinnettiin siten, että itse tapit mallinnettiin, jolloin tappien ja muun rakenteen väliin asetettiin gap-elementit kontakteiksi. Tällöin liitostappien käyttäytyminen olisi mahdollisimman todenmukaista. Toisessa mallissa niveltapit yksinkertaistettiin ja mallinnettiin rigidi- ja palkkielementtien avulla, jolloin palkkielementeistä vapautettiin vapausasteita siten, että nivelet pääsivät kiertymää akseleidensa ympäri. Kuvassa 18 on esitetty globaalista rakenteesta tehty FE-malli. Väsytyskokeen aikana nostovarren ”valekauhan” etuosassa olevan linkin paikkaa vaihdeltiin keskikohdan ja reunojen välillä siten, että ne kuvasivat erilaisia kuormitussyklejä koneen käytön aikana.



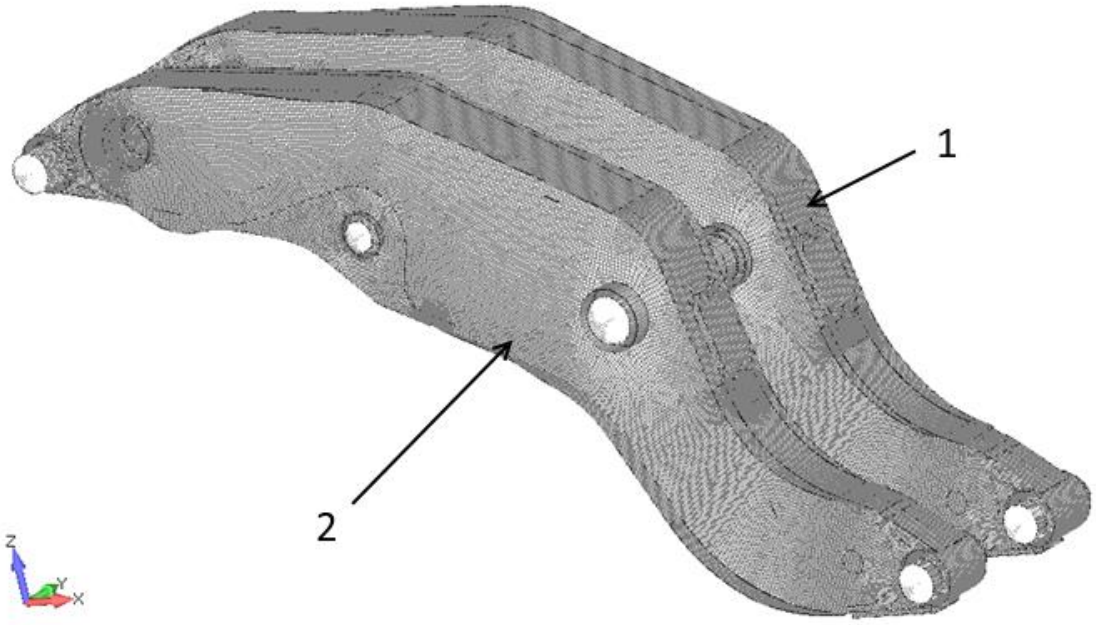
Kuva 18. Väsytyskoe järjestelystä tehty laattaelementti malli, etulinkki keskellä.

Väsytyskoejärjestelyn mallissa reunaehdot asetettiin I-palkkien pohjiin, joiden päällä rakenne sijaitsi. I-palkkien alalaipoista estettiin siirtymät kaikkiin suuntiin. Kuormitus asetettiin sylintereitä kuvaaviin palkkielementteihin, jolta vapautettiin pituussuuntainen siirtymä, jotta elementit pystyivät pidentymään. Väsytyskokeessa kuormitussyklit menivät siten, että nostovartta kuormitettiin aina 7 ”työntö” syklillä ja 1 ”veto” syklillä, jotka kuvasivat eri vaiheita nostovarren työkäytössä. Tästä globaalista rakenteen mallista kuormitukset siirrettiin tarkempiin nostovarren malleihin siten, että globaalista mallista otettiin niveltappien siirtymät, jotka asetettiin pakkosiirtyminä nostovarren mallien niveltappeihin. Tässä työssä myöhemmin puhuttaessa rigid-mallista tarkoitetaan mallia, jossa niveltapit on mallinnettu rigidi-

ja palkkielementeillä ja gap-mallista puhuttaessa tarkoitetaan mallia, jossa niveltapit on mallinnettu kokonaan ja niveltappien ja reikien väliin on asetettu gap-kontaktit.

3.2 Nostovarren mallit

Pelkästä nostovarresta tehtiin laattaelementtimallit, joissa globaali elementtikoko oli selvästi pienempi kuin koko väsytyskoetta kuvaavassa mallissa, jotta tulokset olisivat tarkempia. Verkotusta tarkennettiin vielä tarkemmaksi kohdista, joissa väsymissäröjä esiintyi väsytyskokeen aikana. Nostovarsi analysoitiin neljällä eri kuormitustapauksella. Veto- ja työntösyklit analysoitiin etulinkin sijaitessa keskellä tai nostovarren toisella sivulla. Nostovarresta tehtiin myös solidimalli Abaqus-ohjelmalla, jota käytettiin myöhemmin alimallien tekemiseen. Kuvassa 19 on esitetty Femapilla tehty laattamalli ja kuvassa 20 on esitetty Abaquksella tehty solidimalli. Laattamallin kuvassa on myös esitetty nostovarren eri puolien numerointi, jonka mukaan nostovarteen väsytyskokeessa syntyneet särötkin on nimetty ja joihin viitataan myöhemmin nostovarren eri puolten tuloksista puhuttaessa.

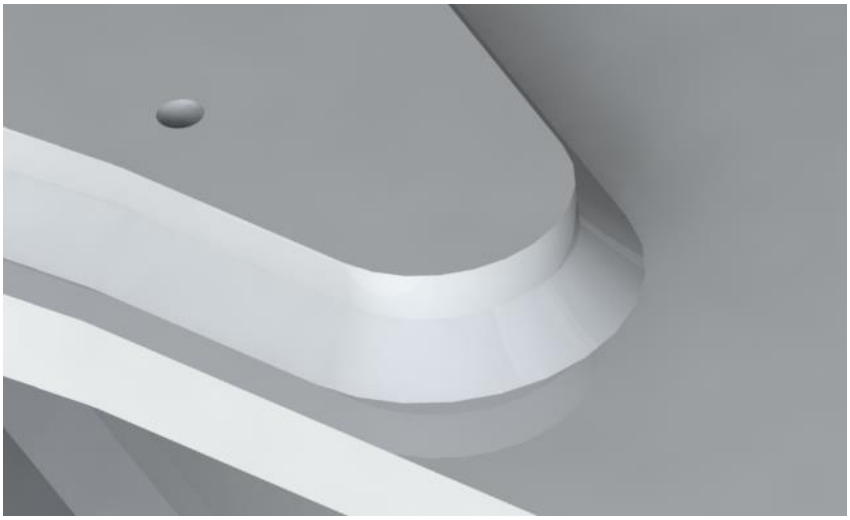


Kuva 19. Pelkän nostovarren Femap laattamalli.

Kuva 20. Pelkän nostovarren Abaqus solidimalli.

3.3 Tutkittu detalji

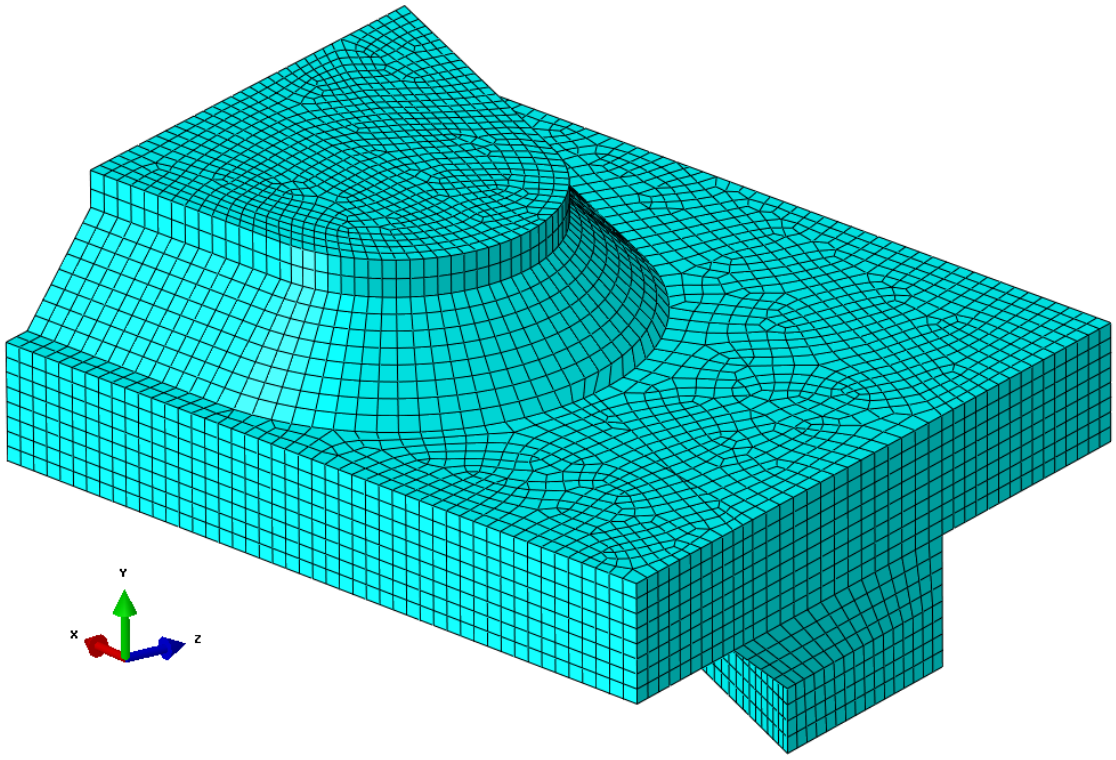
Nostovarteen syntyi väsytyskokeen aikana säröjä 13 eri paikkaan. Näistä nostovarren 2 puolen sisäsivulla sijaitseva palstalevyn kärki otettiin tarkempaan tukintaan kriittisimpänä kohtana. Muita säröjä ei otettu tarkempaan tutkintaan, sillä osa oli väsynyt juuren puolelta, jolloin hot spot-menetelmän IIW mukainen nykyinen versio ei sovellu kyseisen detaljin kestoiän arviointiin. Osa säröistä sijaitsi sellaisissa paikoissa, joissa ei ollut venymäliuskoja lähellä, jolloin väsytyskokeesta kyseisen detaljin kestoikää oli hankala arvioida. Palstalevyn kärjen kohdalla sen läheisyydessä sijaitsi venymäliuska, jolloin sille voitiin arvioida väsytyskokeessa kohta, jossa särö on syntynyt ja särö oli lähtenyt liikkeelle hitsin rajaviivalta. Kuvassa 21 on esitetty nostovarren palstalevyn kärjen 3D-malli.



Kuva 21. Palstalevyn kärki 3D-mallissa.

3.4 Palstalevyn kärjen alimallit

Palstalevyn kärjestä tehtiin Abaqus-ohjelman 6.14-1 versiolla alimallitekniikkaa käyttäen solidielementti-malli. Alimalissa käytettiin 8 solmuisia hexa-elementtejä ja elementtikooksi malleihin asetettiin noin 2 mm, jolloin mallista saatiin jännitykset otettua oikeista etäisyyksiltä hot spotin mukaisen kestoiän laskemiseksi. Kuvassa 22 on esitetty nostovarressa esiintyvän palstalevyn kärjen alimalli.

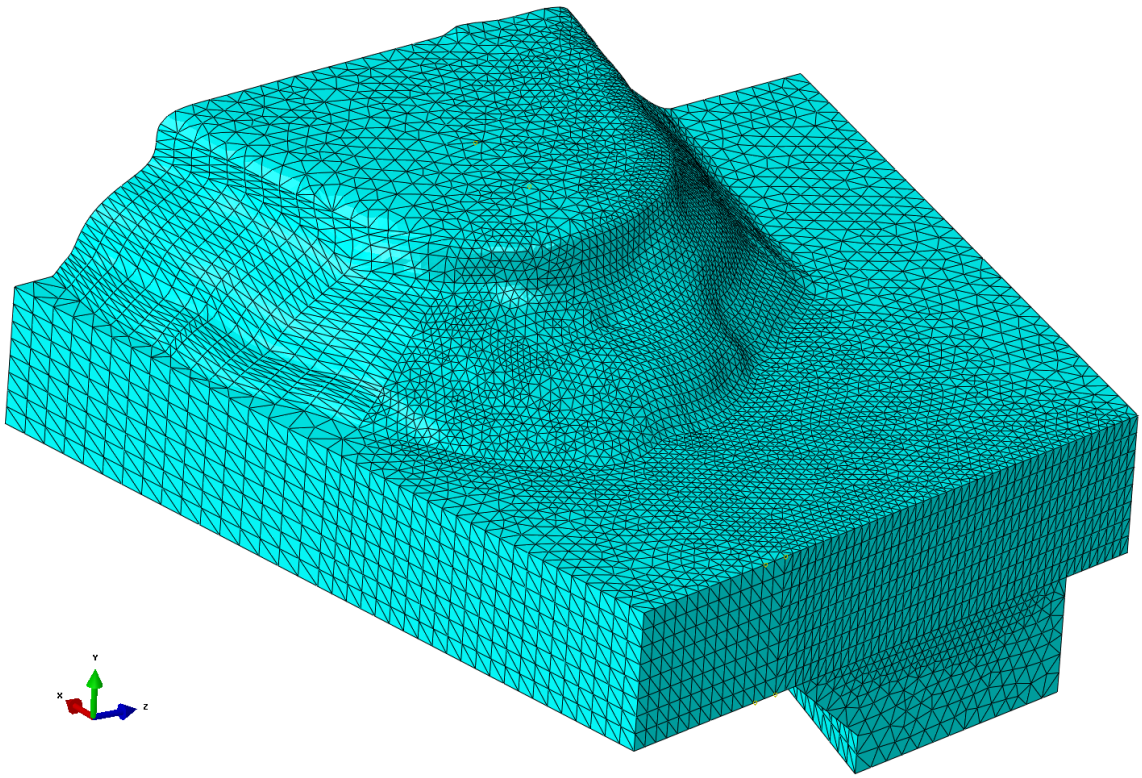


Kuva 22. Palstalevyn kärjen alimalli.

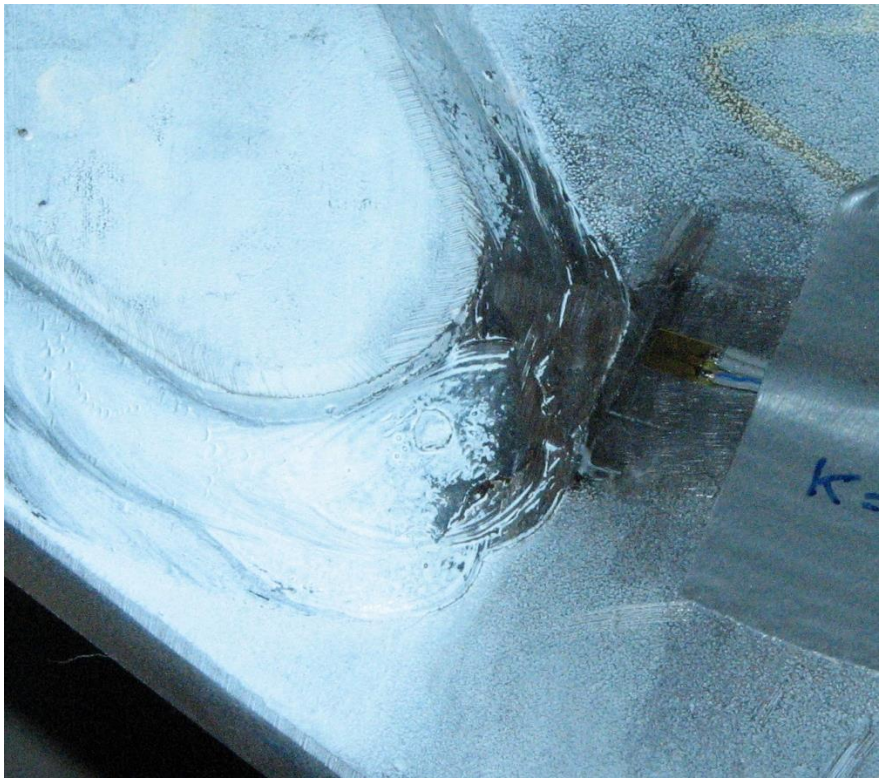
Ennen nostovarren väsytyskoetta nostovarresta skannattiin mahdolliset särön paikat Holovision SLM-skannerilla, Aramis-laitteistolla sekä VTT:n toimesta FARO Laser ScanArm V3-skannerilla. Liitteessä II on esitetty todellista skannattua dataa, jota käytettiin alimallien luomiseen ja Liitteessä III on esitetty tietoja skannauslaitteistoista ja niiden tarkkuuksista. Näillä skannauksilla saatiin palstalevyn kärjen todellinen geometria pistepilvi- tai stl-geometrialla. SLM-skannerilla sekä aramiksella oli skannattu nostovarren 1. puolen palstalevyn kärki. VTT:n ScanArm V3-skannerilla oli skannattu nostovarren 2. palstalevyn kärki, johon särö syntyi väsytys kokeen aikana.

Molemmista puolista luotiin todellisen geometrian malli. Nostovarren 1. puolen levyn malliin käytettiin lopulta vain Holovisionilla skannattua dataa, sillä Aramiksen datasta ei saatu tehtyä tarpeeksi hyvää mallia, johtuen datan tarkkuudesta, vaikka Aramiksen nimellinen tarkkuus olikin riittävä. Aramiksella kappaletta oli kuvattu hieman viistosti suhteessa kärkeen useasta suunnasta. Mallin luomiseksi olisi pitänyt saada yhdistettyä kahdesta eri suunnasta otettua dataa. Tämä onnistui jotenkin, mutta mallin tarkkuus ei ollut enää tarpeeksi hyvää, jotta mallia olisi järkevä käyttää. Holovisionin avulla saatiin luotua alimalli, mutta koska malli oli nostovarren puolelta, jolle säröä ei syntynyt, sitä ei käytetty palstalevyn kestoiän arvioinnissa. Voitiin kuitenkin todeta, että Holovisionin data oli tarpeeksi hyvää, jotta malli voitiin luoda. Holovisionin avulla tehty alimalli sekä alkuperäinen todellinen geometria on esitetty liitteessä IV.

Skannatusta todellisen geometrian datasta alimalli muodostettiin Meshlab, Geomatic Desing ja Femap ohjelmien avulla (liite V). Todellista geometriaa jäljittelevän mallin analysoinnissa käytettiin 8-solmuisia tetra-solidielementtejä, sillä geometria ei sallinut hexa-elementtien käyttöä. Elementtikokona käytettiin tutkittavien detaljien läheisyydessä kokoa 1 mm. Kuvassa 23 on esitetty nostovarren oikean puoleisen palstalevyn todellisen geometrian alimalli ja kuvassa 24 on esitetty todellisen oikean puoleisen palstalevyn todellinen kärki.

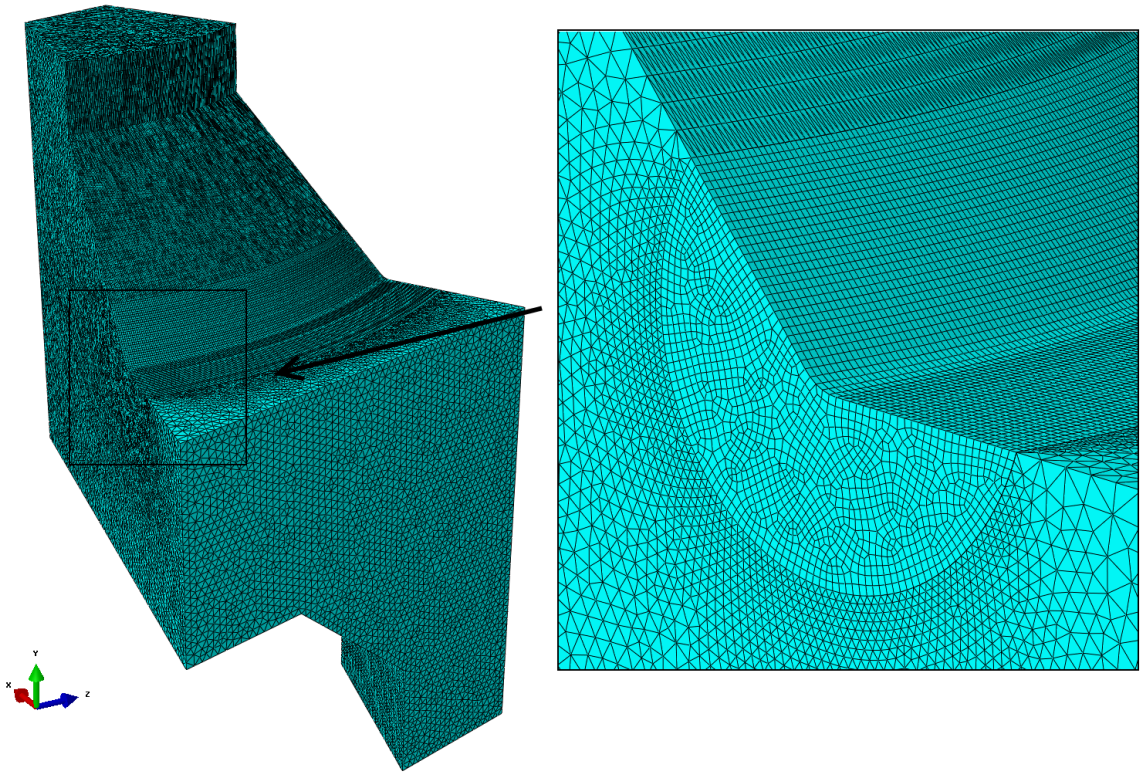


Kuva 23. Oikean puoleisen palstalevyn kärjen todellisen geometrian alimalli.



Kuva 24. Oikeanpuoleisen palstalevyn kärjen todellinen geometria.

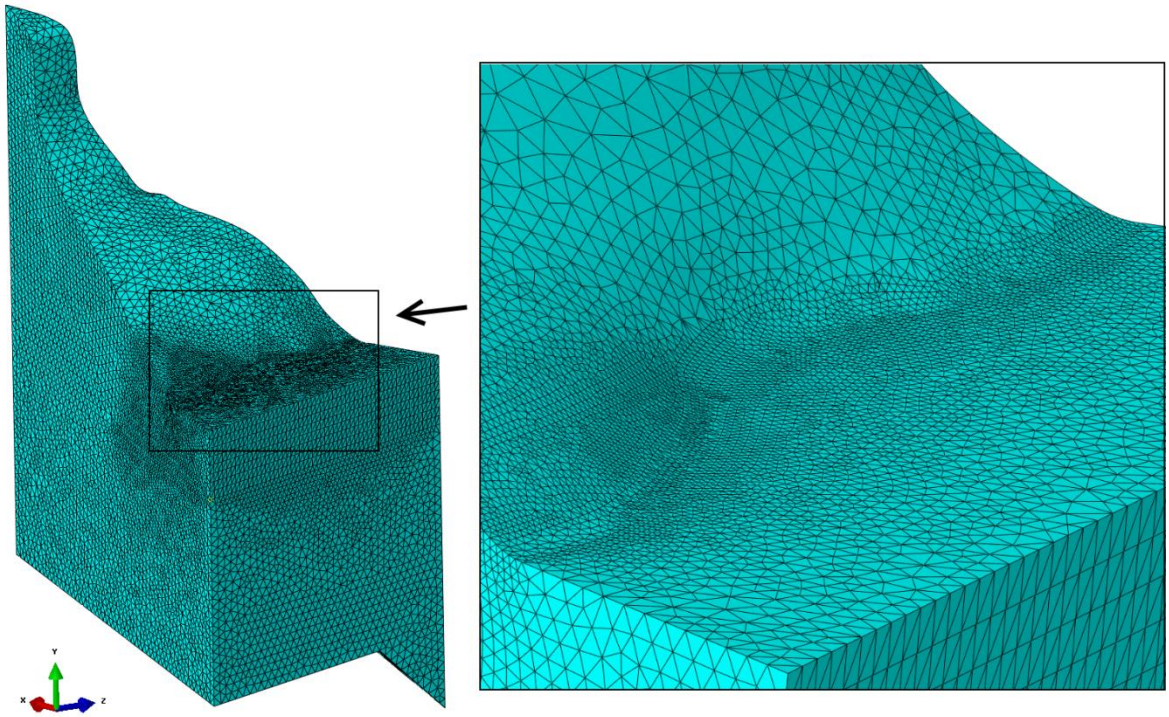
Nostovarren kestoiän arvioimiseksi tehollisen loven menetelmällä tehtiin alimallit, joihin tehtiin 1 mm pyöristykset hitsin rajaviivalle. Alimallit luotiin aiemmin tehdyistä alimalleista. Tämä tehtiin niin ideaaliselle geometrialle, kuin todelliselleki geometrialle. Tehollisen loven menetelmässä elementtikooksi hitsin juurelle tuli asettaa elementti kooksi 1/6 mm tai pienempi, jolloin alimalleista tehtiin melko pieni, jottei elementtimäärä ja laskenta-ajat paisuneet liian suuriksi. Palstalevyn alimallit analysoitiin ennen tehollisen loven mallien tekemistä, jotta nähtiin, missä kohtaa hitsin rajaviivaa suurin jännityskeskittymä sijaitsee ja malli osattiin rajata kyseiseen alueeseen. Kuvassa 25 on esitetty tehollisen loven menetelmän alimallin ideaalisella geometrialla. Ideaalisen geometrian mallissa tutkittavalla alueella on käytetty hexa-elementtejä ja muualla tetra-elementtejä.



Kuva 25. Palstalevyn kärjen tehollisen loven alimallia ideaalisella geometrialla.

Kuvassa 26 on esitetty tehollisen loven menetelmän alimalli todellisella geometrialla. Todellisen geometrian mallissa on käytetty vain tetra-elementtejä, sillä geometria ei sallinut hexa-elementtien käyttöä. Todellisella geometrialla tehollisen loven mallin luominen onnistui vain nostovarren 2 puolelle, sillä kyseisessä mallissa oli selvä hitsin rajaviiva, johtuen

siitä miten malli on liitetty ideaaliseen geometriaan mallissa. Alimallin ja päämallin elementtikokojen ollessa melko kaukana toisistaan alimallin reuna-alueille tuli häiriöitä ja tästä syystä alimallien täytyi kuitenkin olla tarpeeksi laajoja, jotta reunojen häiriöt eivät vaikuttaneet tuloksiin.



Kuva 26. Palstalevyn kärjen tehollisen loven alimalli todellisella geometrialla.

4 TULOKSET JA NIIDEN ANALYSOINTI

Tässä kappaleessa on esitetty tuloksia venymäliuskoista ja FE-malleista sekä vertailtu niitä keskenään. Tuloksia on myös esitetty eri asioiden vaikutuksille rakenteen väsymiskestävyyteen kirjallisuuskatsauksen avulla.

4.1 Venymäliuskat ja mallin vastaavuus väsytyskokeeseen

Väsytyskokeessa rakenteeseen oli asennettu venymäliuskoja hieman yli 20 kappaletta. Venymäliuskoja oli asetettu rakenteeseen siten, että saatiin mitattua rakenteellista jännitystä, momenttia, sekä hot spot-jännityksiä eri puolilta nostovartta. Venymäliuskoja asetettiin myös paikkoihin, joihin arveltiin FE-analyysien perusteella syntyvän säröjä, jotta särön kehittymistä pystyttäisiin tarkkailemaan. Venymäliuskojen datan avulla pystyttiin osalle säröistä päättelemään, milloin särö on selvästi lähtenyt kasvamaan. Tutkitulle palstalevyn kärjelle pääteltiin venymäliuskojen datan perusteella kestoiäksi noin 97 500 kuormitussykliä. Näiden liuskojen dataa on esitetty liitteessä VI.

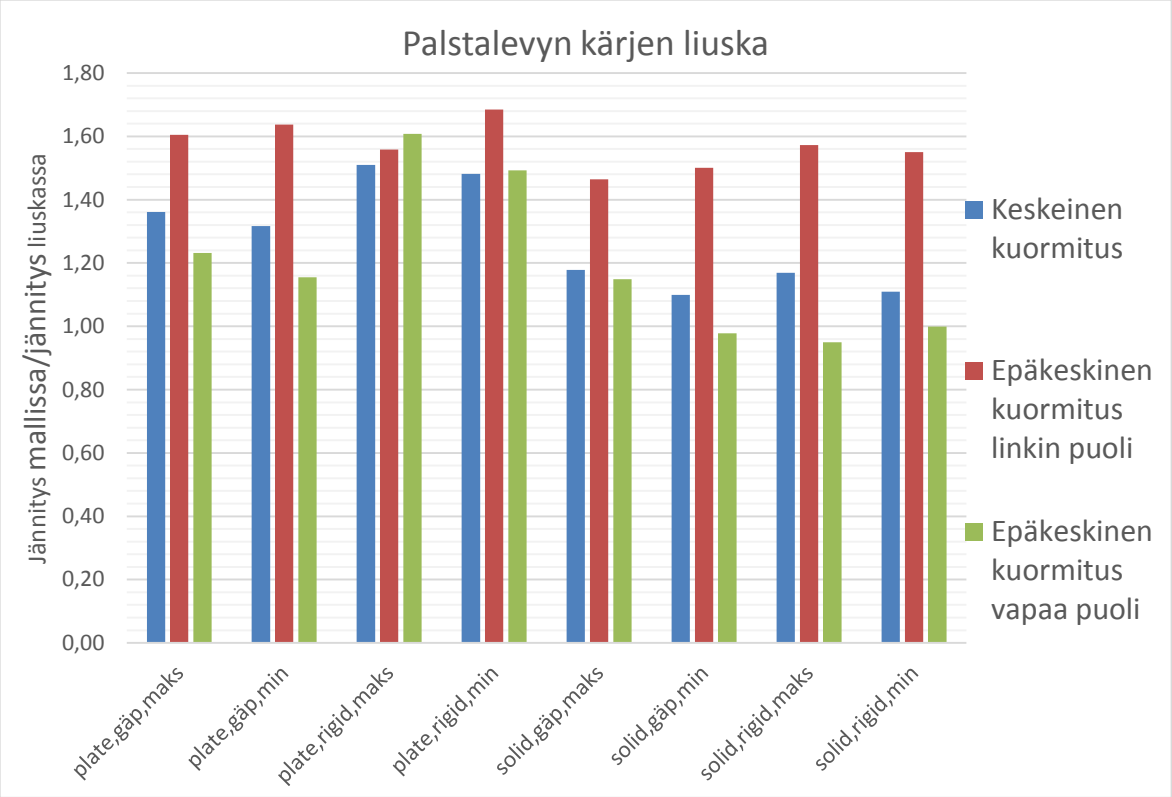
Liuskojen perusteella saatua kestoikää verratessa laskettuihin kestoikiin tulee ottaa huomioon, että liuskojen perusteella saadulla kestoiällä palstalevyn kärkeen hitsin rajaviivalle oli ydintynyt vasta melko pieni särö, kun taas eri laskentamenetelmillä saadut kestoiät ennustavat, milloin rakenne on käyttökelvoton. Liuskoista saadun särön ydintymiskohdan jälkeen särö saisi kasvaa vielä selvästi ennen kuin rakenne menettäisi kantokykynsä. Kyseessä oli myös vain yksittäinen väsytyskoe, eli ei voida tietää, miten kokeesta saatu tulos sijoittuisi normaalijakauman mukaan. Rakenteen keskimääräisen kestoiän määrittämiseksi pitäisi väsytyskoesarjan koon olla $n \geq 10$kpl (Niemi, et al, 2004). Kuitenkin kyseessä oli melko suuren kokoluokan väsytyskoe, jolloin tarpeeksi suuren koesarjan tekeminen olisi erittäin kallista.

Väsytyskokeessa palstalevyn kärjen rajaviivan särö huomattiin vasta, kun koe oli pysäytetty 185 000 syklin kohdalla, jolloin särö oli jo pituudeltaan useita senttimetrejä. Kuvassa 27 on esitetty palstalevyn kärjen särö kyseisessä vaiheessa, jossa se huomattiin. Palstalevyn kärki sijaitsi väsytyskokeessa paikassa, johon ei ollut helppo päästä. Tämän vuoksi särö huomattiin vasta, kun nostovarsi otettiin pois tarkempaan tutkimukseen. ENS- ja hot spot-menetel-

millä saatuja tuloksia ei kuitenkaan tulisi verrata arvoon, jossa särö on ydintynyt, eikä myöskään syklimäärään, joka oli kertynyt kun särö huomattiin, vaan suurin piirtein näiden puoliväliin eli 140 000 sykliin.

Kuva 27. Palstalevyn kärjen särö

FE-malleista otettiin venymäliuskoja vastaavilta paikoilta liuskojen suuntaiset jännitykset. Näitä jännityksiä verrattiin liuskojen venymistä laskettuihin jännityksiin, jotta nähtiin, kuinka hyvin FE-malli vastaa todellista väsytyskoetta. Kuvassa 28 on esitetty diagrammeina eri FE-mallien jännitysten suhdetta venymäliuskojen tuloksiin palstalevyn kärjen läheisyydessä.



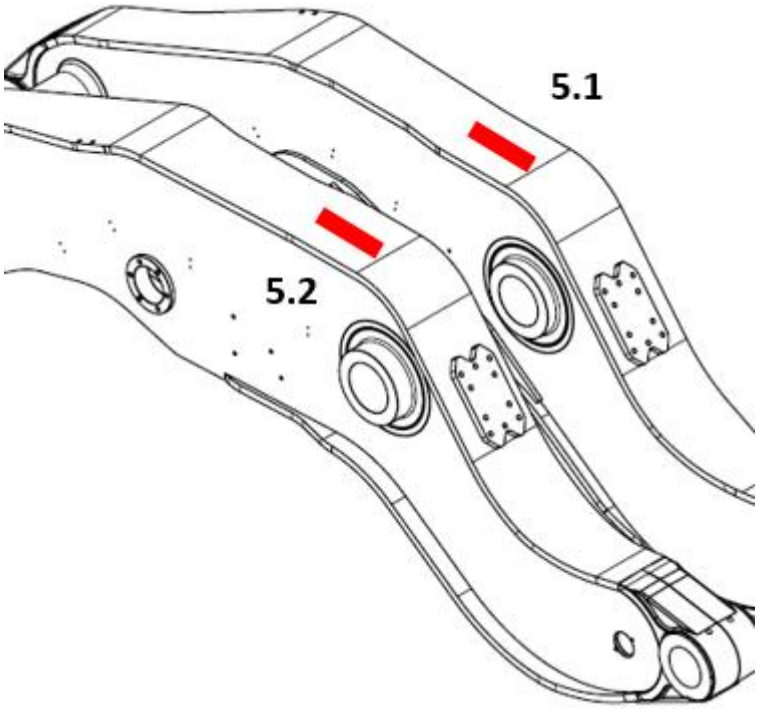
Kuva 28. FE-mallin jännitykset suhteessa venymäliuskojen arvoihin.

Kuvasta 28 nähdään, kuinka palstalevyn kärjen läheisyydessä FEA-mallin jännitysten maksimi arvot ovat lähes kaikissa tapauksissa suurempia kuin venymäliuskoista saadut jännitykset. Laattamalleilla keskisellä kuormituksella FE-mallien antamat arvot ovat noin 1.3-1.5-kertaisia verrattuna liuskojen arvoihin. Epäkeskisellä kuormituksella etulinkin puoleisen palstalevyn kärjessä jännitykset ovat noin 1.6-kertaisia verrattuna liuskojen antamiin arvoihin. Nostovarren vapaalla puolella taas jäykemmät rigid-nivelet antavat selvästi suurempia arvoja kuin paremmin todellisuutta kuvaavat gap-nivelet jännitysten ollessa rigidi-mallissa 1.5-1.6-kertaisia ja gap-mallissa vain noin 1.2-kertaisia suhteessa liuskojen arvoihin.

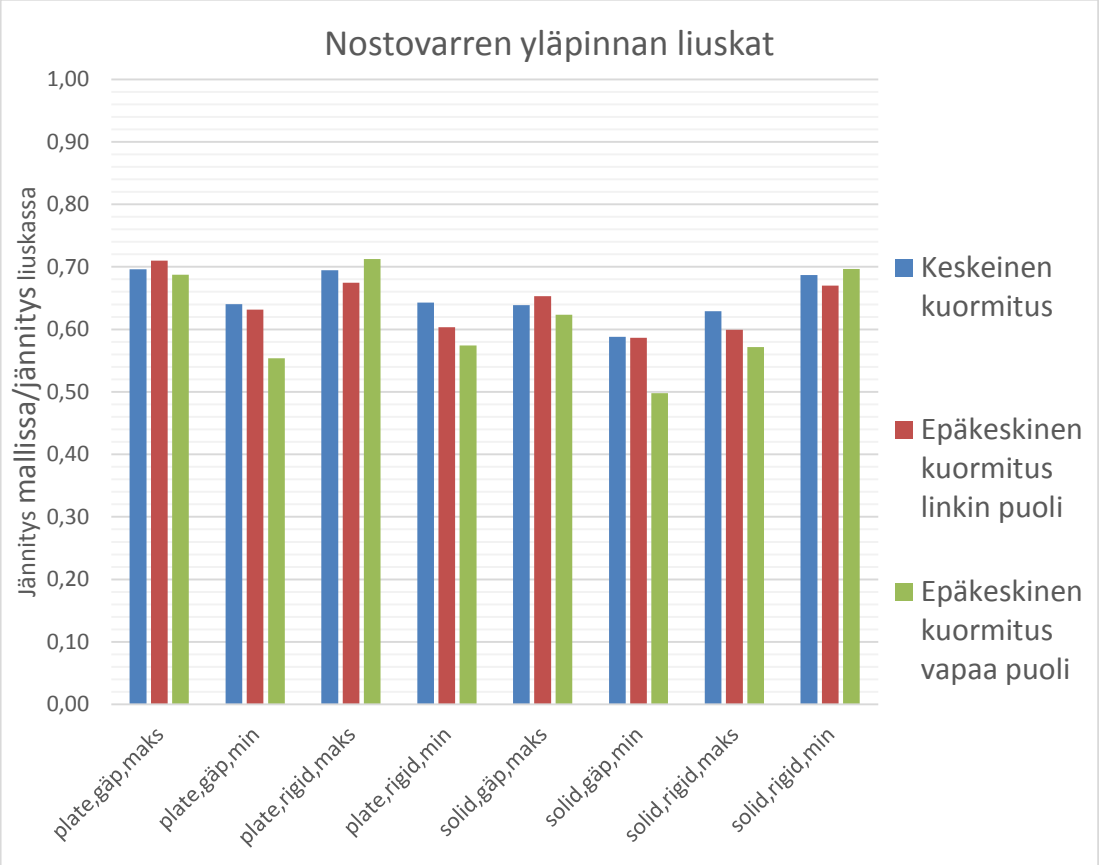
Etulinkin ollessa väsytyskokeessa keskellä solidi-elementeillä tehdyt mallit antavat noin 1.1-1.2-kertaisia jännitysarvoja verrattuna venymäliuskoihin. Kuormituksen ollessa sivulla tilanne muuttuu siten, että linkin puolen jännitykset ovat noin 1.5-kertaisia, mutta nostovarren toisen puolen jännitykset suurin piirtein yhtä suuria liuskojen jännitysten kanssa. Laattamallien antamat arvot olivat keskimäärin suurempia kuin solidimallien vastaavat arvot.

Jännitykset palstalevyn kärjessä FE-malleissa ovat järjestään hieman suurempia kuin venymäliskojen antamat arvot. Kuitenkin muualla rakenteessa jännitykset mallissa olivat hieman pienempiä kuin liuskojen arvot, kuten liitteessä VII on esitetty. Liitteestä nähdään, kuinka nostovarren kylkien liuskat antoivat noin 0.6-1.0-kertaisia jännityksiä suhteessa FE-malliin kuormituksen sijaitessa keskellä nostovartta. Epäkeskisellä kuormituksella nostovarren etulinkin puolella FE-mallin jännitykset vaihtelivat jopa 0.5-kertaisesta 0.96-kertaiseen verrattuna venymäliuskojen arvoihin. Nostovarren toisen puolen jännitykset olivat malleissa 0.6-1.14-kertaisia verrattuna liukojen arvoihin.

Nostovarren yläpinnalla keskellä nostovarren uumaa sijaitsijat nimellistä jännitystä mittaavat liuskat. Näiden liuskojen paikat on esitetty kuvassa 29. Liuskat sijaitsivat nostovarressa 100 mm nostovarren yläpinnan mutkasta ylöspäin. Näin ollen mikään paikallinen epäjatkuvuus ei vaikuttanut liskojen arvoihin. Näiden liuskojen jännitysten vertailua FE-mallien vastaavien kohtien jännityksiin on esitetty kuvassa 30.



Kuva 29. Nostovarren yläpinnan liuskojen paikat



Kuva 30. FE-mallin jännitykset suhteessa venymäliuskojen arvoihin nostovarren yläpinnan liuskassa.

Kuvasta 30 nähdään, kuinka nostovarren yläpinnan FE-mallien jännitysarvot olivat 0.5-0.7-kertaisia suhteessa venymäliuskojen arvoihin. Nostovarren yläpinnan liuskan arvot poikkesivat muihin liuskojen antamiin arvoihin verrattuna vain vähän toisistaan. Laattamalleilla maksimijännitykset olivat yleisesti ottaen lähempänä todellisia arvoja kuin jännitysten minimiarvot. Solidimalleilla gap-nivelillä käyttäytyminen oli samanlaista kuin laattamalleissa, mutta rigid-nivelillä jännitysten minimiarvot olivat lähempänä todellisia arvoja kuin jännitysten maksimi arvot. Väsytyskokeen liukojen arvot ja vastaavat FE-mallin arvot poikkesivat paikoin hyvin paljon toisistaan ja paikoin olivat taas melko hyvin linjassa.

Huomattavaa on se, että kuvan 28 mukaiset palstalevyn kärjen jännitykset olivat suurempia kuin liuskojen antamat arvot ja muualla mallissa kuten kuvan 30 liuskoissa jännitykset olivat pienempiä kuin venymäliuskojen arvot. Näistä voidaan päätellä, että FE-mallin jännitysjakauma on erilainen kuin todellisuudessa. Todellisessa rakenteessa on välyksiä, kitkoja ja valmistusepätarkkuuksia, joiden vaikutusten tulo voi todellisen rakenteen jännityksiin

nousta hyvin suureksi. Tällöin tutkittavan rakenteen kaltaisessa väsytyskoejärjestelyssä, joka oli suuri mekanismi, jossa siirtymät ovat melko suuria todellisuuden ja ideaalisen FE-mallin välille voi syntyä suuriakin eroja. FE-ohjelmia ja niiden ratkaisijoita on myös melko suuri joukko, jolloin mallien analysoiminen, jollain toisilla ratkaisijoilla olisi voitu saada hieman paremmin todellisuutta vastaavia tuloksia. Mikäli liuskoille oletettaisiin tasojännitystila, niin liuskojen arvoihin tulisi lisätä 10 %, jolloin arvot olisivat lähempänä FE-mallien arvoja.

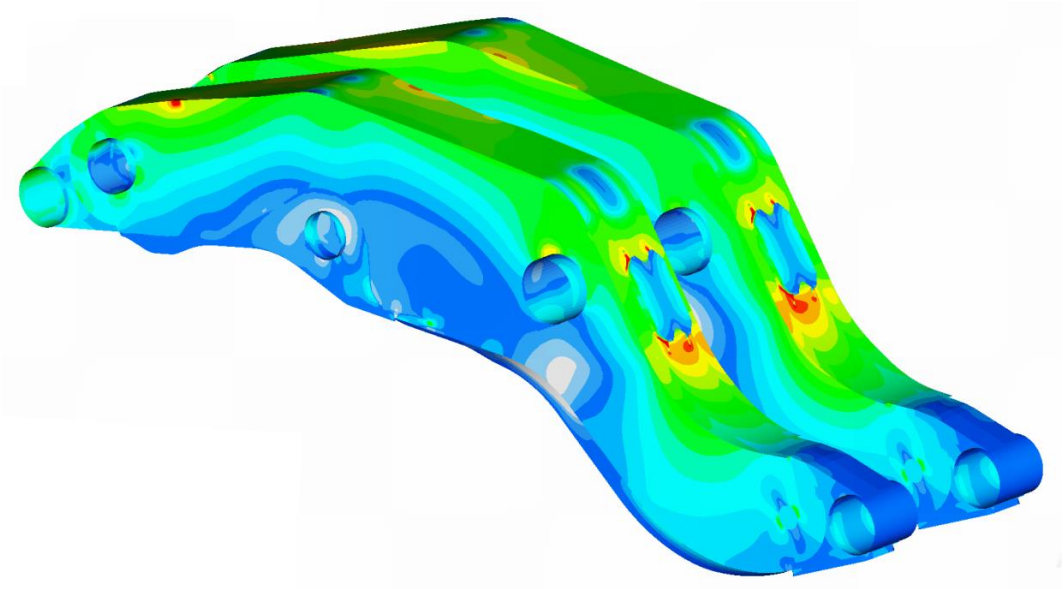
FE-mallin ja todellisen rakenteen jännitysten eroihin voivat myös vaikuttaa valmistusepätarkkuudet ja se, kuinka hyvin valmistuksessa on noudatettu piirustuksia ja annettuja a-mittoja. Muun muassa nostovarren keskiosan kotelossa oli hitsauspiirustuksessa jäykistelevy, jota ei 3D-mallissa ollut. Todellisesta väsytyskokeesta ei ole tietoa, olivatko kyseiset jäykistelevyt paikallaan, sillä ne sijaitsivat umpinaisen kotelon sisällä. Myöskin kitkat ja välykset voivat vaikuttaa jonkin verran rakenteeseen syntyviin jännityksiin.

Yksi keskinen asia joka saattoi vaikuttaa suuresti mallin ja todellisen väsytyskokeen tulosten eroihin oli nostovarren kuormitus. Väsytyskokeessa nostovarren kuormitusta ohjattiin paineen kautta. Painetta myös nostettiin kesken väsytyskokeen. FE-malliin voima laskettiin sylinterin mittojen ja paineen perusteella, jolloin todellisen ja nimellisen paineen erot, sekä sylinterin kitkat ja muut vastukset voivat vaikuttaa suuresti siihen, mikä oli sylinterien todellinen voima. Paineen mittatarkkuuskaan ei ole kovin suuri. Myös sylinterien lämpeäminen ja sitä kautta hydrauliöljyn lämpeneminen ja ominaisuuksien muuttuminen voi vaikuttaa sylinterin voimiin.

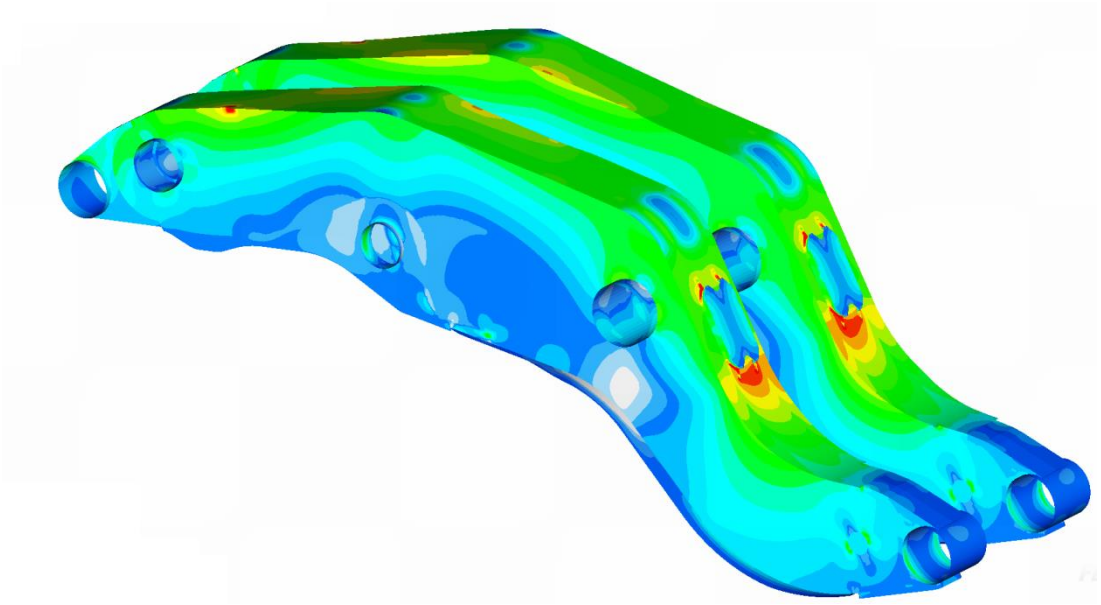
Sylinterin painetta ohjattiin syklisesti, jolloin tietyn ajan jälkeen sylinterin venttiilit vaihtoivat aina suuntaansa. Tämä aiheutti myös virhettä varsinkin laskusyklin jälkeen kun tultiin seuraavaan nostosykliin, sillä liikeradat olivat nostovarressa sen verran suuria, että sylinteri ei meinannut ehtiä pysyä perässä kyseisessä vaiheessa. Todennäköisesti sylinterikuorman arviointi aiheutti suurimmat poikkeamat, mutta koska tulokset menivät ristiin, myös mekanismin mallinnus aiheutti eroja laskettuihin ja mittaamalla määritettyihin jännityksiin. Kuitenkin mitattuja jännityksiä voidaan pitää luotettavina.

4.2 FEA

Väsytyskokeen FE-malli analysoitiin käyttäen ratkaisijana NX Nastrania. Analyysina käytettiin pääasiassa epälineaarista analyysiä, johtuen nivelten suurista kiertymistä ja niistä aiheutuvista suurista siirtymistä. Lineaarisen analyysin toimivuutta kokeiltiin kuitenkin molemmilla eri nivel mallinnustyyleillä ja rigid-mallissa lineaarisellakin analyysilla päästiin melko samanlaisiin tuloksiin kuin epälineaarisella analyysillä. Väsytyskokeen mallista otettiin nivelien siirtymät ja ne siirrettiin tarkemmin verkotettuihin nostovarren malleihin. Kuvassa 31 on esitetty nostovarren pääjännitykset, kun nivelet on mallinnettu gap-elementtien avulla. Kuvassa 32 on esitetty pääjännitykset rigidi-elementeillä mallinnetuilla nivelillä. Liitteessä VIII on esitetty kuvia koko mallin FE-analyysin jännityksistä.

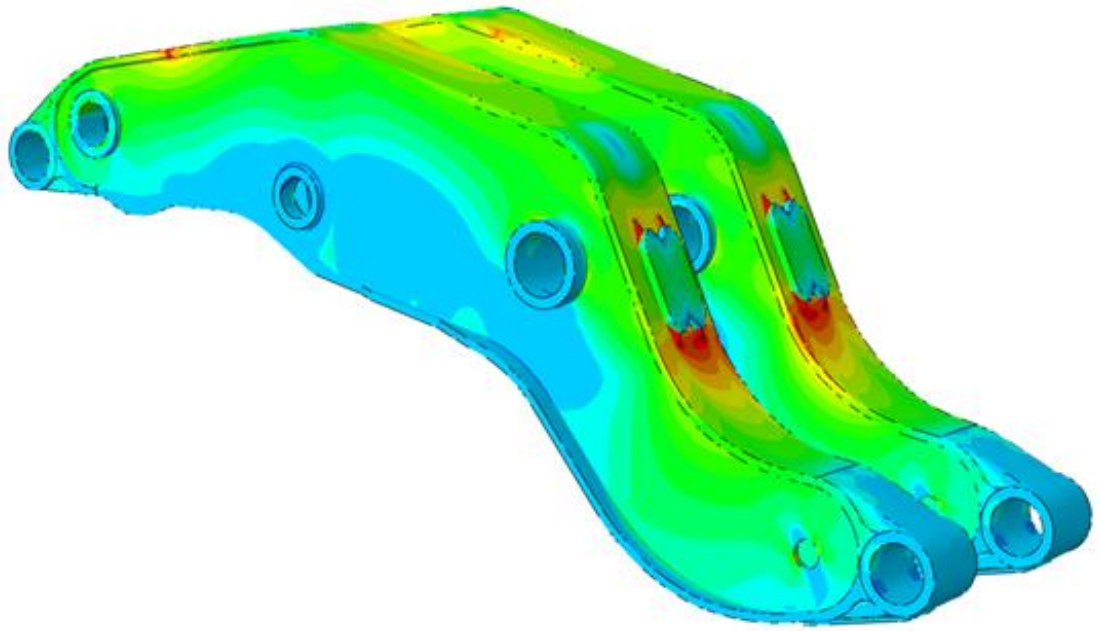


Kuva 31. Nostovarren laattamallin maksimipääjännitykset (gap-nivelet).

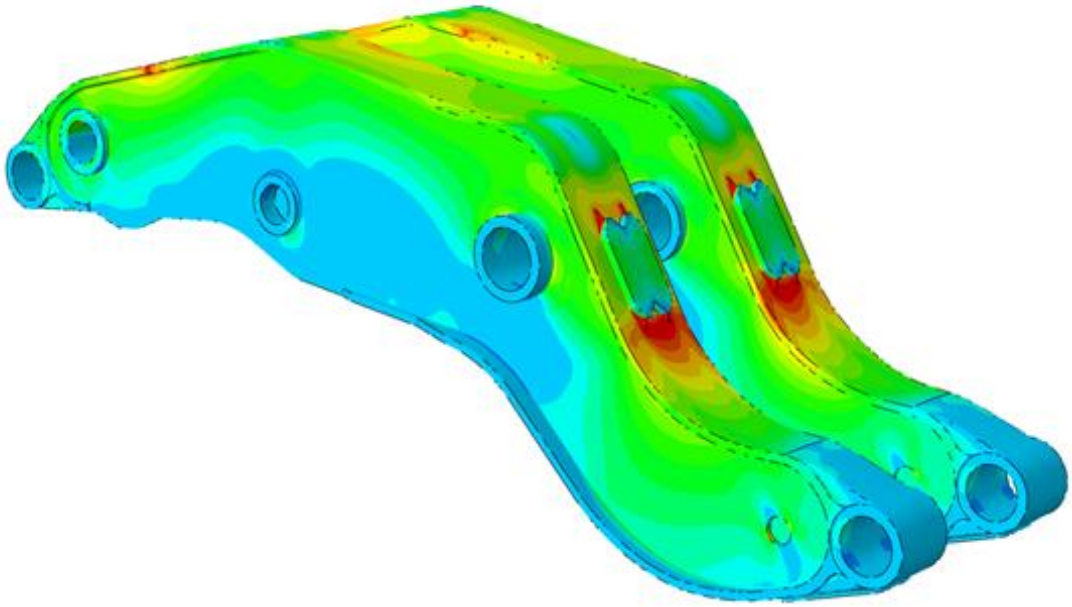


Kuva 32. Nostovarren laattamallin maksimipääjännitykset (rigid-nivelet)

Femapilla esikäsiteltyjen ja NX Nastranilla laskettujen keskipintamallien jännityksissä ei yleisellä tasolla ole suuria eroja eri nivelmallinnusten välillä. Pieniä eroja on kuitenkin huomattavissa niveltappireikien läheisyydessä, sekä sylinterin kiinnityskohdan luona. Kuvissa 33 ja 34 on esitetty pääjännitykset Abaquksella analysoiduissa solidimalleissa vastaavilla rigidi- ja gap-malleilla, joihin niveltappien siirtymät on siirretty Femapin koko väsytyskokeen malleista.



Kuva 33. Nostovarren solidimallin maksimipääjännitykset (gap-nivelet).



Kuva 34. Nostovarren solidimallin maksimipääjännitykset (rigid-nivelet)

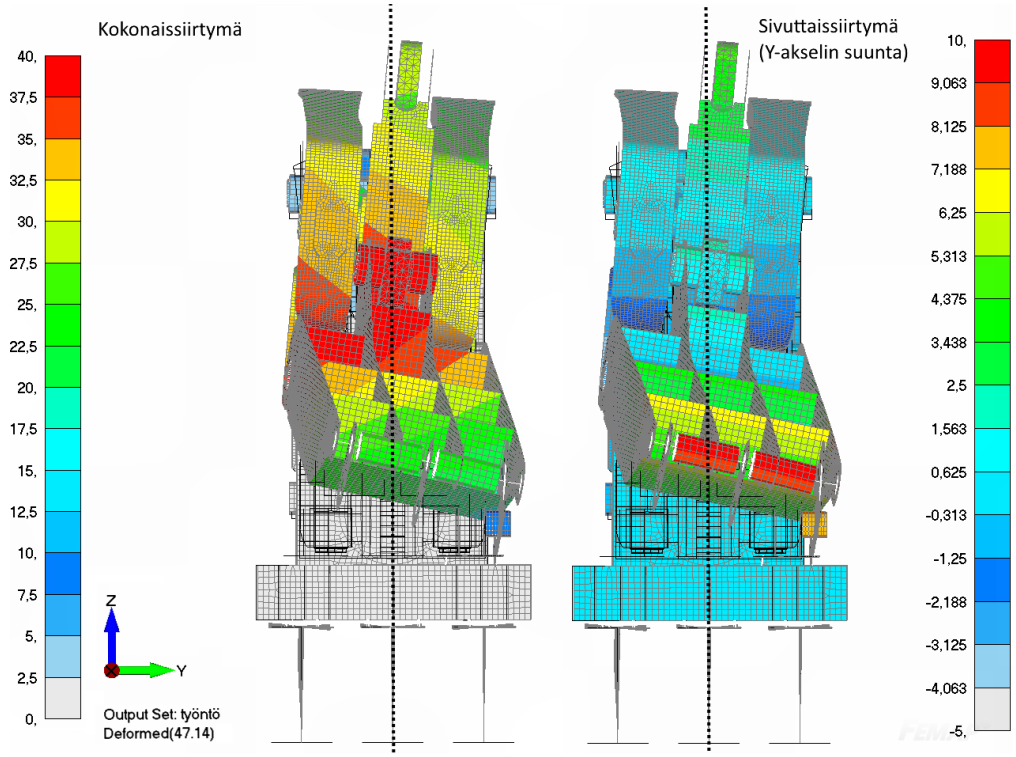
Solidimallien jännitykset ovat suunnilleen samaa tasoa rigid- ja gap-nivelillä, eikä suurta eroa synny. Pieniä eroja on kuitenkin huomattavissa sylinterin kiinnityskohdan läheisyydessä. Kaikki mallit analysoitiin myös epäkeskisellä kuormituksella.

4.2.1 Globaali väsytyskokeen malli

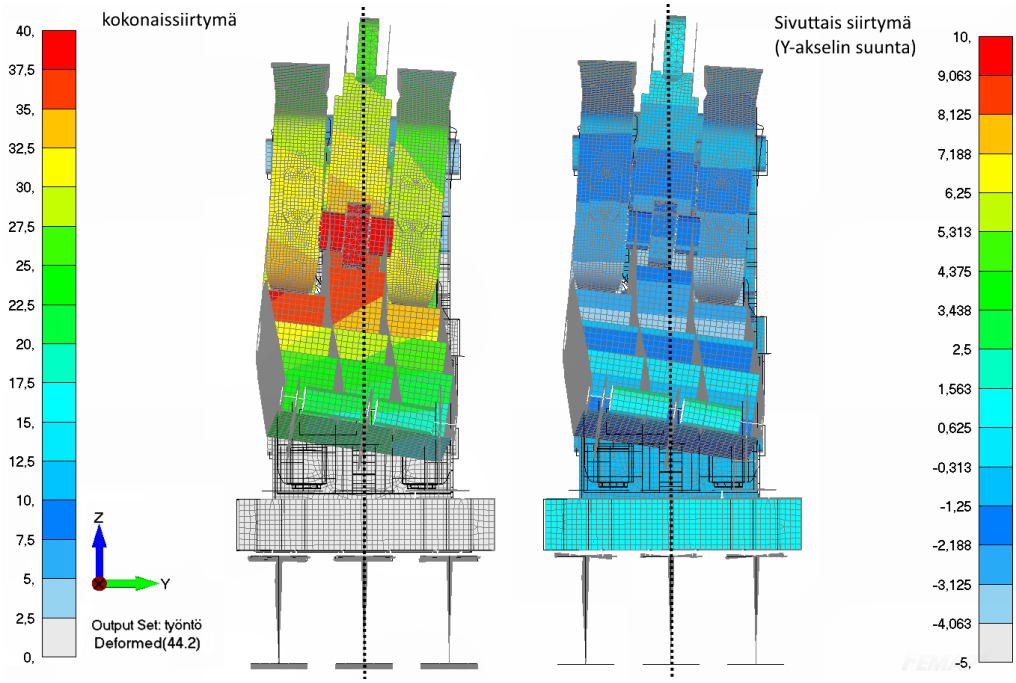
Todellisesta väsytyskokeesta mittoja, poikkileikkausmuotoja eikä levynpaksuuksia ei mitattu erikseen, jolloin niitä ei voitu verrata FE-mallin vastaaviin arvoihin. Näin ollen näiden vaikutusta ei voitu tutkia vaan niiden oletettiin vastaavan toisiaan, vaikkakin nämä ovat todennäköisesti poikenneet toisistaan jonkin verran ja aiheuttaneet eroja liuska mittauksen ja FE-mallien tulosten välille.

Nostovarren globaalien mallien siirtymiä verrattiin keskenään, jotta nähdään kuinka mallien käyttäytyminen erosi eri nivel mallinnuksilla. Väsytyskokeen etulinkin sijaitessa keskellä mallien siirtymissä ei ollut suuria eroja. Nostovartta kuormitettaessa nostovarren etulinkin ollessa sivulla eroja kuitenkin ilmeni. Gap-nivelillä tehdyssä mallissa nostovarren kokonaissiirtymä oli 47.1 mm ja rigid-nivelillä suurin kokonaissiirtymä oli 44.2 mm, jolloin nostovarren mallien kokonaissiirtymien ero oli noin 7 %. Nostovarren etuosan ja valekauhan sivuttaissiirtymät malleissa poikkeavat toisistaan huomattavasti. Rigid-nivelillä etulinkin kiin-

nike pysyy sivuttaissuunnassa melko paikallaan, kun taas gap-mallissa kyseinen nivel liikkuu selvästi sivulle, jolloin sivuttaissiirtymät mallissa ovat huomattavia. Kuvissa 35 ja 36 on esitetty rigid- ja gap-malleilla nostovarren väsytyskokeen kokonais- ja sivuttaissiirtymät.



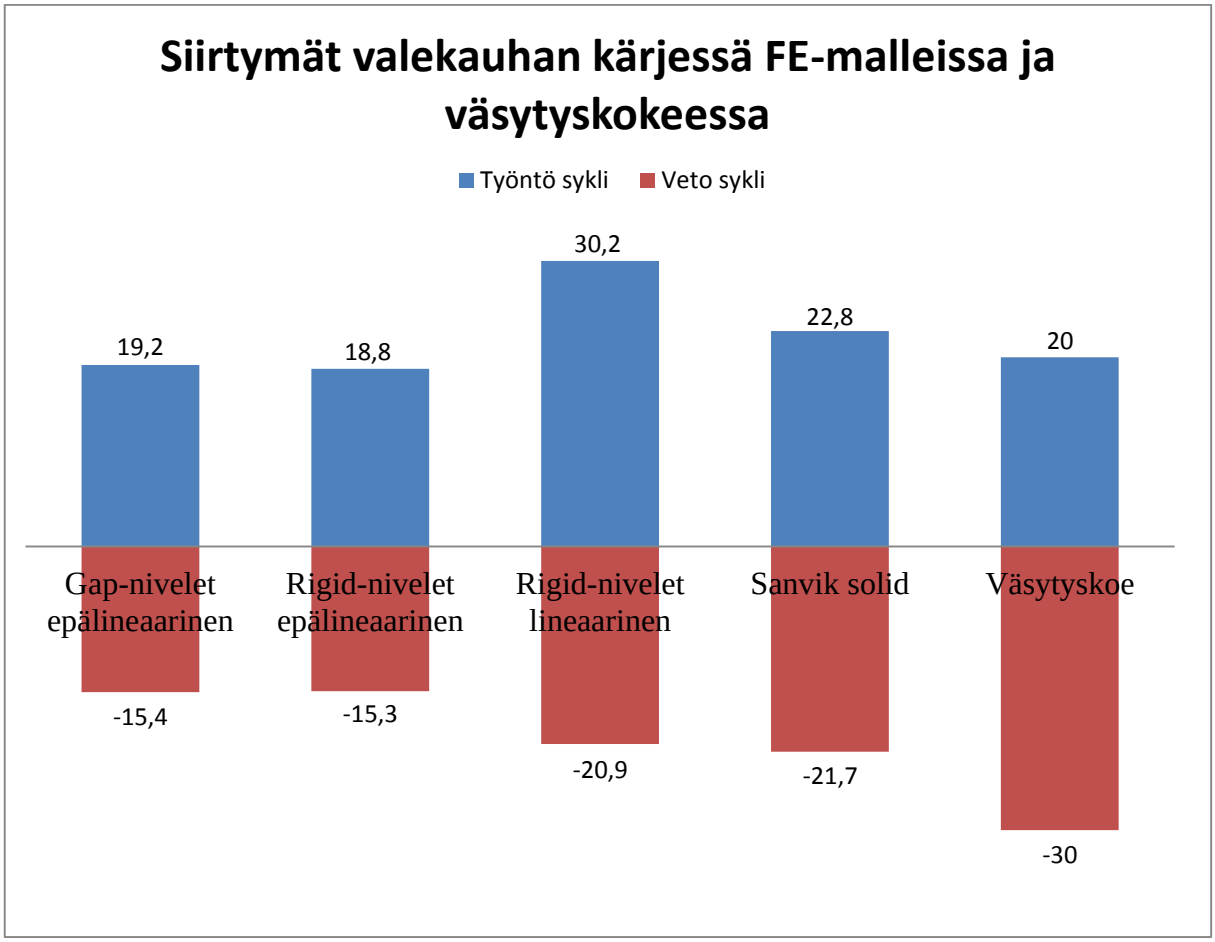
Kuva 35. Nostovarren kokonaissiirtymä ja sivuttaissiirtymä gap-mallilla. Deformaation skaalaus 20:1.



Kuva 36. Nostovarren kokonaissiirtymä ja sivuttaissiirtymä rigid-mallilla. Deformaation skaalaus 20:1.

Kuvien 35 ja 36 perusteella nähdään, kuinka siirtymät eroavat mallien väleillä. Siirtymistä voidaan päätellä, että rigid-nivelet kuvautuvat hieman liian jäykkinä kuormituksen ollessa epäkeskinen. Rakenteen ollessa melko suuri mekanismi tulevat erilaisten nivelmallinnusten erot selvästi näkyviin, pienemmän ja yksinkertaisemman mallien tapauksessa tulokset olisivat todennäköisesti malleissa enemmän yhteneviä. Jäykemmässä ridig-mallissa nivelet eivät salli nostovarren liikettä niin paljon kuin gap-mallissa, jolloin nostovarteen syntyy yleisesti ottaen hieman suuremmat jännitykset ja saadut tulokset ovat konservatiivisempia.

Väsytyskokeessa nostovarren siirtymää mitattiin valekauhan etuosasta liitteen IX mukaisesti. Tämä mitattu arvo ja eri FE-mallien arvot ovat esitetty kuvassa 37. Taulukossa on myös esitetty rigid-mallin siirtymät lineaarisella analyysillä. Gap-malli ei toiminut lineaarisella analyysillä oikein ja siksi sen tuloksia ei ole esitetty. Liitteessä X on esitetty gap-mallin siirtymät ja maksimi pääjännitykset lineaarisella analyysillä.



Kuva 37. Siirtymät nostovarren kärjessä eri FE-malleissa ja väsytyskokeessa.

Kuvasta 37 nähdään kuinka epälineaarisella analyysilla analysoituna sekä gap- että rigid-nivelellisen mallin kokonaissiirtymät tutkitussa kohdassa ovat samaa luokkaa. Rigid-mallilla lineaarinen analyysi antoi noin 1.6-kertaisensiirtymän verrattuna epälineaariseen analyysiin. Sandvikin kokonaan solidielementeistä tehdyssä mallissa vetosyklin siirtymä vastasi lähes väsytyskokeen siirtymää, mutta työntösyklin siirtymä oli vain noin 67 % väsytyskokeen siirtymästä. Väsytyskokeessa saatu kokonaissiirtymä oli lähimpänä lineaarisen rigid-mallin tuloksia, mutta erona kaikkiin malleihin oli se, että väsytyskokeessa laskusyklillä rekisteröityi suurempi siirtymä kuin nostosyklillä. FE-malleissa siirtymät olivat päinvastoin, eli nostosykli aiheutti suuremman siirtymän valekauhan kärkeen kuin laskusykli. Näin ollen yksikään FE-malli ei antanut samansuuntaisia tuloksia kuin mitattu arvo. FE-mallien tulokset ovat sinänsä loogisia, koska sylinterin pinta-ala oli vetosuuntaan pienempi kuin työntösuuntaan.

4.2.2 Palstalevyn kärjen kestoikä ja eri mallinnustyylien vaikutus

Palstalevyn kärjelle laskettiin kestoikä eri malleista hot spot-menetelmää käyttämällä. Liitteessä XI on esitetty maksimipääjännityksiä eri malleilla palstalevyn kärjessä. Kestoikää laskettaessa malleissa otettiin huomioon se, kuinka monta sykliä nostovartta oli kuormitettu väsytyskokeessa siihen mennessä, kun särö oli ydintynyt. Näin ollen kestoiän laskemiseksi kutakin mallia oli analysoitava neljällä eri kuormituksella. Kuormitustapaukset nostovarsille olivat veto- ja työntösyklit etulinkin ollessa keskellä sekä sivulla. Taulukossa 4 on esitetty hot spot-jännitykset eri malleista, niiden perusteella lasketut ekvivalenttijännitykset sekä lasketut kestoiät. Jännitykset ovat esitetty sekä väsytyskoetta vastaavilla ekvivalenttijännityksillä, että vain keskisellä ja epäkeskisellä kuormituksella. Liitteessä XII on esitetty periaate ekvivalenttijännityksen laskemiselle ja liitteessä XIII on esitetty FE-mallista otetut hot spot-jännitykset.

Taulukko 4. Palstalevyn kärjen kestoikä eri malleilla perustuen hot spot-menetelmään.

	Väsytyskoetta vastaava kuormitus		Keskinen kuormitus		Epäkeskinen kuormitus	
Malli	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]
Laatta (gapit)	196	192 000	192	204 000	224	130 000
Laatta (rigidit)	239	106 000	226	126 000	291	58 000
Laatta (rigidit) lin.ana-lyysi	223	130 000	210	157 000	275	70 000
Solidi (gapit)	205	169 000	208	161 000	214	147 000
Solidi (rigidit)	216	145 000	206	167 000	259	84 000

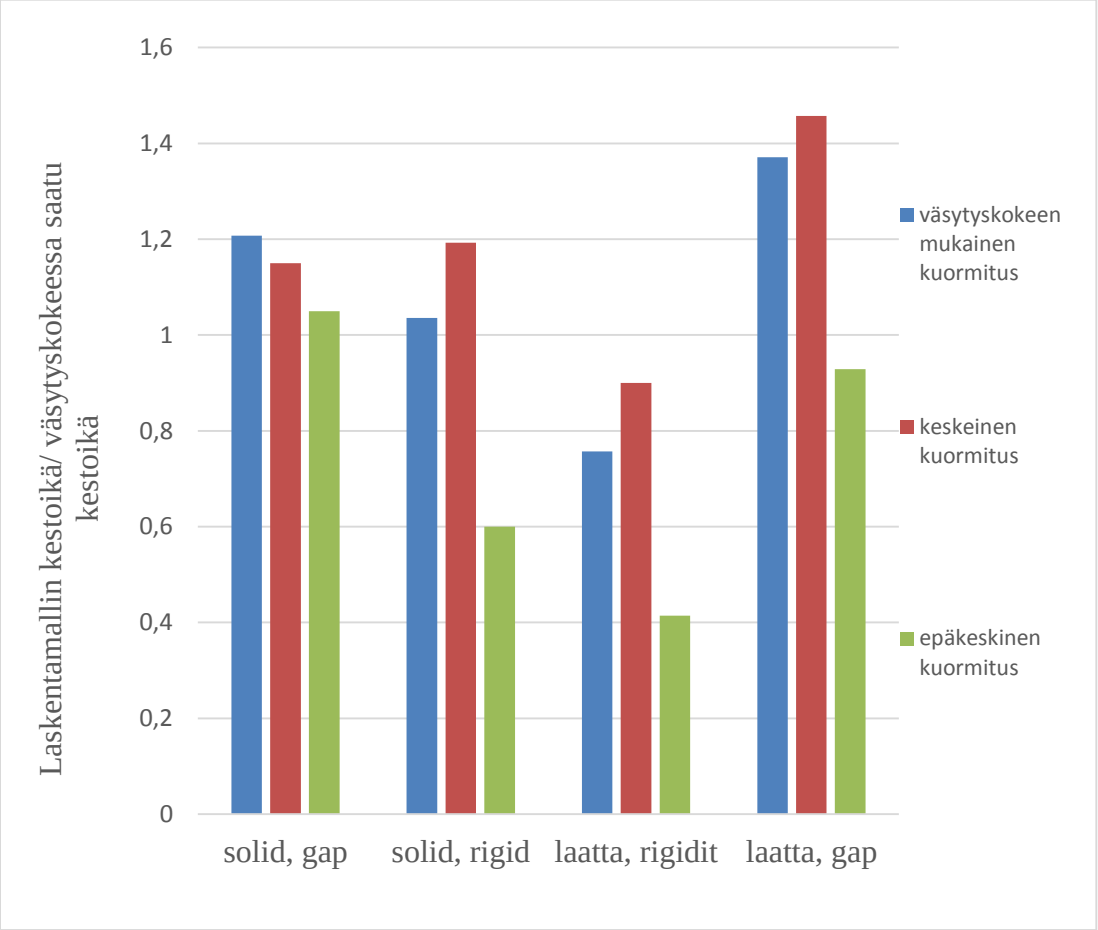
Taulukosta 4 nähdään, kuinka saadut ekvivalenttijännitykset ja kestoiät poikkeavat toisistaan paikoin paljon. Laattaelementeillä gap-nivelillä mallinnetussa mallissa jännitykset ovat yleisesti ottaen pienempiä kuin rigid-nivelellisen mallin jännitykset. Epäkeskisellä kuormituksella rigid-mallin jännitykset ovat noin 30 % suurempia ja keskisellä kuormituksella jännitykset ovat noin 18 % suurempia kuin gap-nivelellisellä mallilla. Kestoiän määräytyessä jännityssuhteen kolmanteen potenssiin voi laattaelementeillä olla jopa 2.2-kertainen ero sen mukaan, kuinka tarkasti nivelet ovat mallinnettu rakenteessa.

Rigid-nivelellisissä malleissa lineaarisen analyysin jännitykset olivat hieman pienempiä kuin epälineaarisella analyysillä ja tästä johtuen saadut väsymiskestoiät olivat suurempia kuin epälineaarisella analyysillä. Rigid-mallin jännitykset lineaarisella analyysillä olivat selvästi suurempia kuin epälineaarisen analyysin gap-mallin tulokset.

Nostovarren solidimalleihin pakkosiirtymät otettiin koko väsytyskokeen laattamalleista, jolloin solidimallien tulokset ovat luonnollisesti jotenkin samansuuntaisia kuin laattamalleilla saadut tulokset, mutta hieman erojakin löytyy. Solidielementeillä erot jännityksissä rigid- ja gap-nivelillä eivät ole aivan yhtä suuria kuin laatoilla. Kuormituksen ollessa keskinen jännitykset ovat niin lähellä, ettei selvää eroa ole havaittavissa. Epäkeskisellä kuormituksella erot mallien välillä ovat noin 21 %.

Solidielementeillä saadut ekvivalenttijännitykset verrattuna laattaelementtien jännityksiin ovat yleisesti ottaen hieman pienempiä, kuitenkin poikkeuksena gap-malli keskisellä kuormituksella, jossa solidimallin jännitykset ovat suuremmat kuin laattamallin jännitykset. Rigid-malleilla jännitykset ovat laatoilla keskisellä kuormituksella 10 % ja epäkeskisellä kuormituksella 12.5 % suurempia kuin solideilla. Gap-malleissa taas keskisellä kuormituksella jännitykset ovat laatoilla 8 % pienempiä ja epäkeskisellä kuormituksella 4 % suurempia kuin solidielementti malleilla.

Kuvassa 38 on esitetty, kuinka saadut kestoiät vastaavat laboratoriokokeen mukaista kestoikää. Kuvassa on esitetty pylväsdiagrammit väsytyskokeen mukaisella kuormituksella, keskisellä- ja epäkeskisellä kuormituksella. Väsytyskokeessa suurin osa kuormituksista tapahtui etulinkin ollessa keskellä, jolloin vain keskeisen kuormituksen pitäisi antaa parempi kestoikä ja epäkeskisen kuormituksen huonompi kestoikä kuin väsytyskokeen mukaisella kuormalla.



Kuva 38. Eri malleista laskettujen kestoikien suhde väsytyskokeen tulokseen.

Kuvasta 38 nähdään kuinka hot spot-menetelmällä saadut kestoiät ovat paikoin suurempia kuin väsytyskokeessa saadut kestoiät. Laattaelementeillä rigid-nivelillä kuitenkin kestoiät ovat pienempi kuin väsytyskokeessa saatu tulos. Laatta malleilla muutenkin erot rigid-ja gap-nivelellisen mallin välissä ovat suuria rigid-mallin antaessa pienempiä arvoja kuin väsytyskokeen ja gap-mallin antaessa suurempia arvoja kuin väsytyskokeen tulos. Solidielementeillä eri nivel mallinnusten välissä ei ole niin suurta eroa. ainoastaan kuormituksen ollessa sivulla rigid-malli antaa selvästi pienemmän kestoiän verrattuna gap-malliin.

Palstalevyn kärjen luona sijaitsevan venymäliuskan kohdan jännitykset olivat suurempia kuin todellisesta rakenteesta mitatut venymäliuskojen arvot. Tästä johtuen pitäisi saatujen kestoikien olla pienempiä kuin venymäliuskojen avulla saadut tulokset. Malleista ainoastaan laattamalli rigid-nivelillä antoi pienempiä tuloksi kuin väsytyskoe, jolloin ainoastaan sen tuloksiä voidaan pitää oikean suuntaisina. Tästä voidaan päätellä että hot spot-menetelmä ei

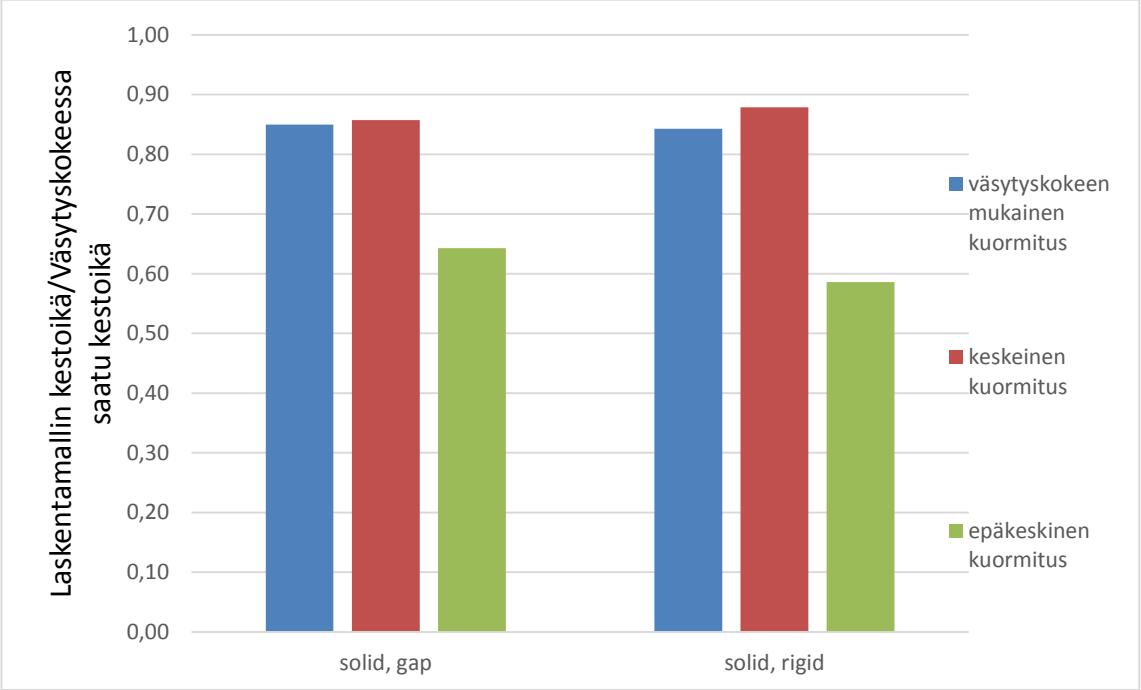
toimi kyseisessä yksityiskohdassa, sillä laskemalla saatujen arvojen tulisi olla aina varmalla puolella ja arvot poikkeavat liikaa väsytyskokeen tuloksesta.

Palstalevyn kärjen kestoikää arvioitiin myös tehollisen lovijännityksen menetelmällä. Tehollisen loven menetelmällä lasketut kestoiät rigidi- ja gap-nivelillä on esitetty taulukossa 5. Tulokset on esitetty väsytyskoneen mukaisella kuormituksella, keskisellä- ja epäkeskisellä kuormituksella kuten hot spot-menetelmälläkin.

Taulukko 5. Palstalevyn kärjen kestoikä eri malleilla perustuen tehollisen loven menetelmään.

	Väsytyskoetta vastaava kuormitus		Keskinen kuormitus		Epäkeskinen kuormitus	
Malli	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{ekv}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]
Solidi (gapit)	576	119 000	574	120 000	631	90 000
Solidi (rigidit)	577	118 000	569	123 000	652	82 000

Taulukosta 5 nähdään, kuinka tehollisen loven menetelmän antamat arvot ovat yleisesti ottaen pienempiä, kuin taulukon 4 hot spot-menetelmän avulla lasketut arvot. Tehollisen loven menetelmällä saadut ekvivalenttijännitykset ovat keskisellä kuormituksella gap-mallin ja rigid-mallin välillä hyvin lähellä toisiaan ja erot ovat vain noin prosentin luokkaa. Epäkeskisellä kuormituksella erot ovat noin 3 % luokkaa rigid-mallin jännitysten ollessa suuremmat. Yhdistetyllä kuormituksella molempien mallien antamat ekvivalenttijännitykset ja siten myös kestoiät ovat käytännössä samat. Taulukon 5 perusteella luotiin kuva 39, jossa on esitetty mallien antamien kestoikien suhde väsytyskokeessa saatuun kestoikään.

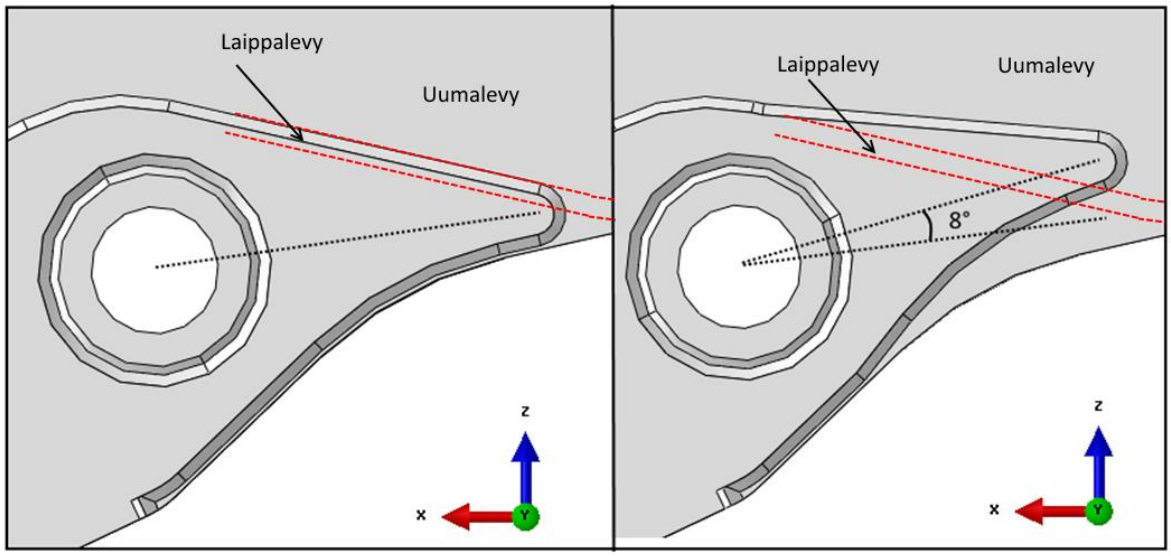


Kuva 39. Kestoikien suhde tehollisen lovijännityksen menetelmällä väsytyskokeen tuloksiin.

Kuvasta 39 nähdään, kuinka tehollisen lovijännityksen menetelmällä lasketut kestoiät ovat pienempiä kuin väsytyskokeessa saatu arvo. Tällöin tulokset ovat konservatiivisella puolella eikä kestoikää tule arvioitua liian suureksi. Yksi syy miksi lasketut tulokset ovat pienempiä kuin väsytyskokeen tulokset on se, että jännitykset olivat mallissa suurempia kyseisen yksityiskohdan läheisyydessä. Tehollisen lovijännityksen menetelmän tulokset ovat kaiken kaikkiaan kuitenkin paljon parempia kuin hot spot-menetelmän tulokset, johtuen siitä, että tehollisen loven menetelmä ottaa ympäröivän geometrian paremmin huomioon. Tästä syystä kuormituksen ollessa monimuotoinen ja yksityiskohdan ollessa monimutkainen ei hot spot-menetelmä ei näytä antavan oikeita tuloksia kyseisessä kohdassa. Tästä syystä on aina hyvä laskea kestoikä monella menetelmällä

4.2.3 Geometrian muutos

Nostovarren rakenne oli suunniteltu siten, että palstalevyn kärjen kohdalla uuman vastakkaisella puolella oli laippalevy. Tämä aiheutti palstalevyn kärkeen suuria jännityskeskittymiä. Palstalevyn kärjen paikkaa muutettiin analyysissä siten, että kärkeä käännettiin 8 astetta uumalevyssä ylöspäin sylinteri kiinnikkeen suhteen kuvan 40 mukaisesti. Tällöin palstalevyn kärki ei enää sijaitse suoraan vastakkaisella puolella uumalevyn päällä kuin laippalevy.



Kuva 40. Palstalevyn kärjen paikan muutos.

Laipan ja uuman välisen hitsin vaikutusta palstalevyn kärjen jännityksiin testattiin muutaman alimallin avulla. Malleissa testattiin, mikä vaikutus on sillä, onko laippa hitsattu läpi, pienoilla yhdeltä tai molemmilta puolilta. Sillä miten laippa oli hitsattu kiinni uumaan, ei ollut suurta vaikutusta palstalevyn kärkeen syntyviin jännityksiin.

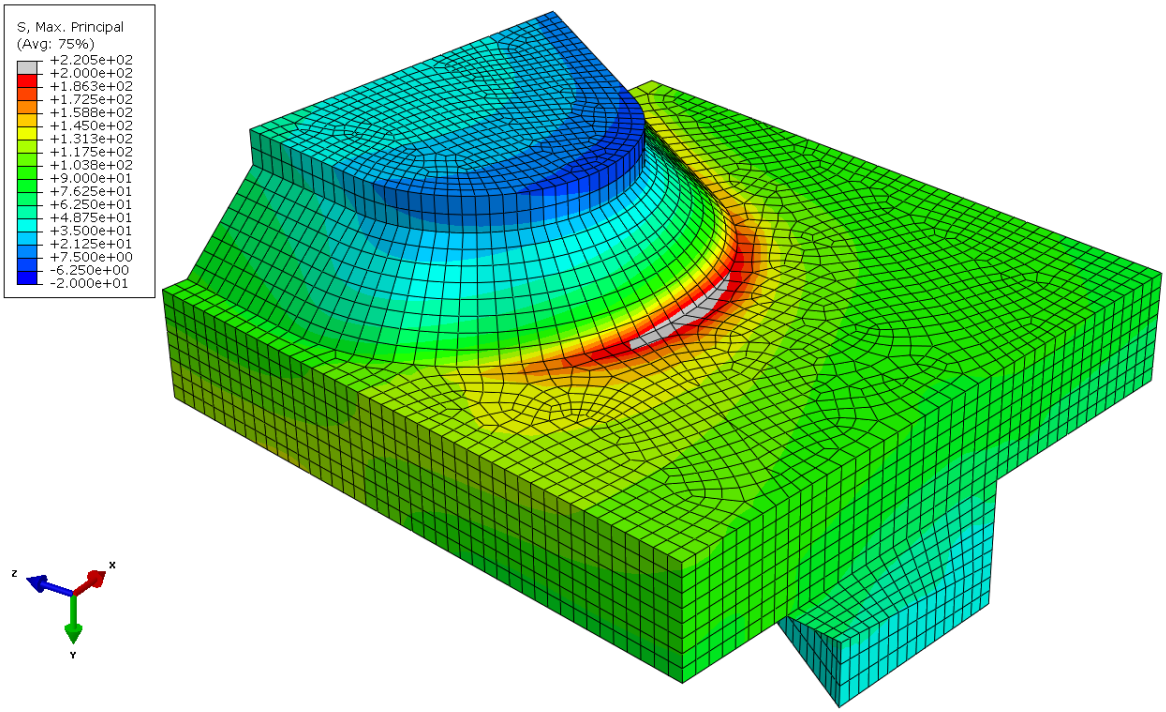
Palstalevyn kärjen paikan vaikutusta väsymisikään arvioitiin hot spot- ja tehollisen loven menetelmillä käyttäen solidimalleja. Taulukossa 6 on esitetty miten palstalevyn kärjen väsymisikä on muuttunut rakenteellisen muutoksen avulla. Taulukossa kestoikä on laskettu vanhalla geometrialla vain nostovarren oikealle puolelle, jolle särö syntyi väsytyskokeen aikana. Uudistetulla geometrialla kestoikä on laskettu hajonneen puolen, että ehjänä pysyneen puolen kärjille. Kuormitus on laskennassa väsytyskokeen mukainen, jolloin osa kuormituksista on epäkeskisesti suhteessa nostovarsiin. Palstalevyn kärjen pettäessä vaiheessa, jossa linkki oli ollut vain toisella puolella, jännitysjakaumien muutoksen vuoksi laskettiin kestoikä myös ns. vapaan puolen palstalevyn kärjelle.

Taulukko 6. Palstalevyn kärjen kestoikä uudella ja vanhalla geometrialla

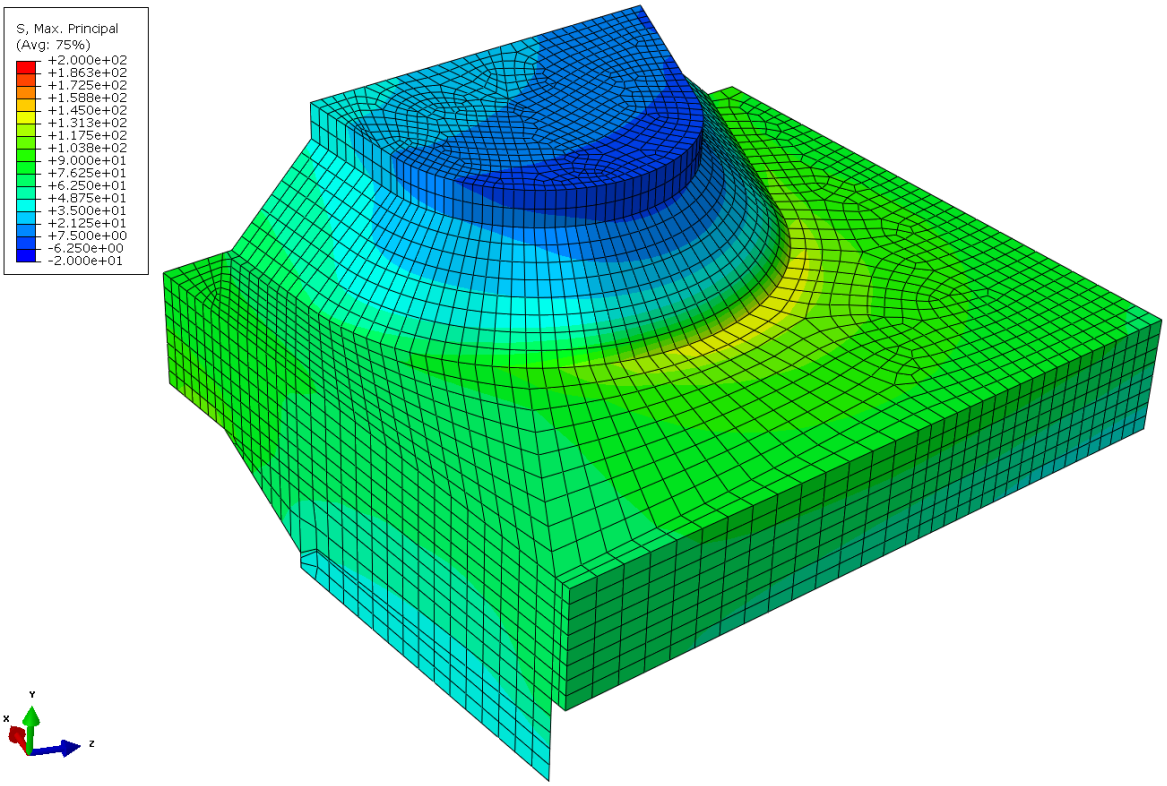
	ekvivalentti jännitys vasen puoli [MPa]	ekvivalentti jännitys oikea puoli [MPa]	Kestoikä (heikompi puoli) [sykliä]
hot spot vanha [FAT 90]	-	205	169 000
hot spot uusi [FAT 90]	176	167	268 000
ENS vanha [FAT 225]	-	576	119 000
ENS uusi [FAT 225]	402	394	350 000

Taulukosta 6 nähdään, kuinka uudistetulla geometrialla palstalevyn kärjen kestoikä paranee selvästi. Hot spot-menetelmän mukaan kestoikä paranee 268/169=1.6 kertaiseksi ja teholisen loven menetelmän mukaan vaikutus on noin 350/119=2.9 kertainen. Alkuperäisiä kestoikiä verratessa eri menetelmillä keskenään huomataan, kuinka hot spot-menetelmä antaa lähes puolitoista kertaisen kestoiän verrattuna tehollisen loven menetelmään. Uudella geometrialla hot spot-menetelmä antaa vain 0.76-kertaisen kestoiän suhteessa tehollisen loven menetelmään.

Uudella palstalevyn kärjen asemoinnilla molemmat menetelmät antoivat hyvin samankaltaiset tulokset, jolloin hot spot-menetelmä näyttäisi sopivan uuden kärjen paikan kestoiän laskemiseen vanhalla asemoinnilla tulosten ollessa selvästi liian suuria. Uudella asemoinnilla uumalevy ei häiritse niin pahasti levyn pinnan jännitysvaihteluja kuin vanhalla kärjen asemoinnilla tapahtui. Kuvassa 41 on esitetty palstalevyn kärjen pääjännitykset kärjen vanhalla paikalla ja kuvassa 42 on esitetty pääjännitykset palstalevyn kärjen uudella paikalla.



Kuva 41. Palstalevyn kärjen pääjännityksen alkuperäisellä asemoinnilla.

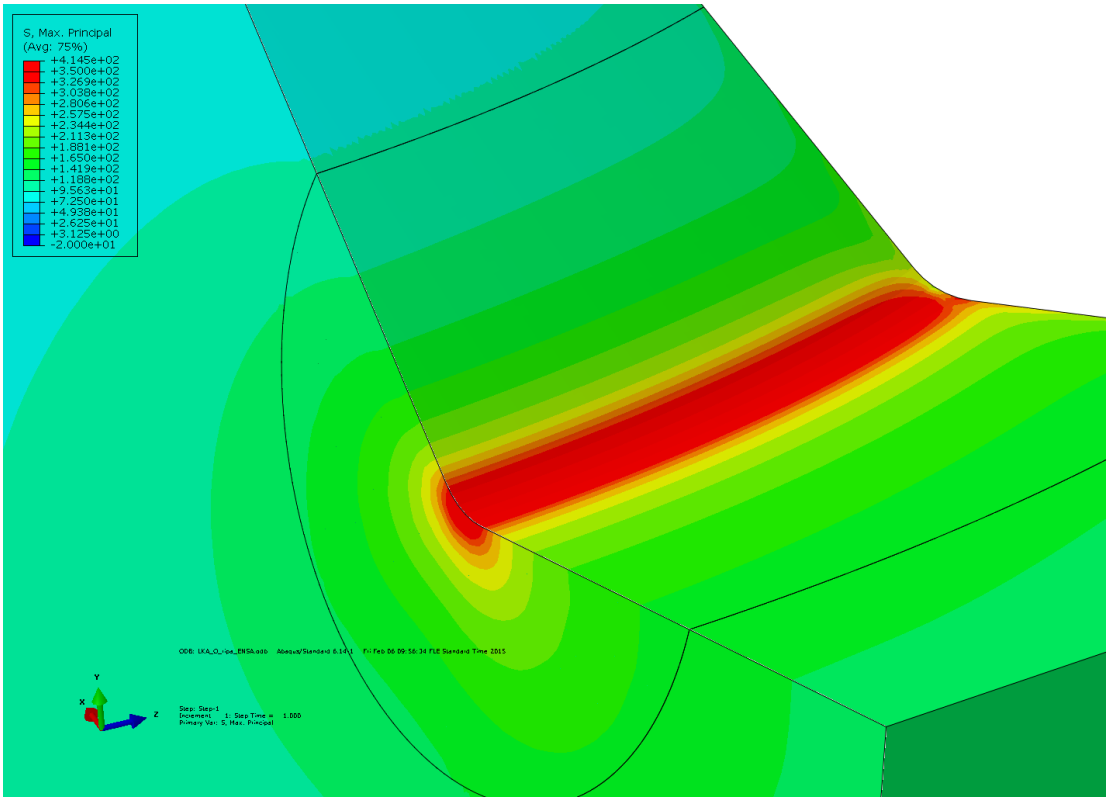


Kuva 42. Palstalevyn kärjen pääjännityksen kärjen uudella asemoinnilla.

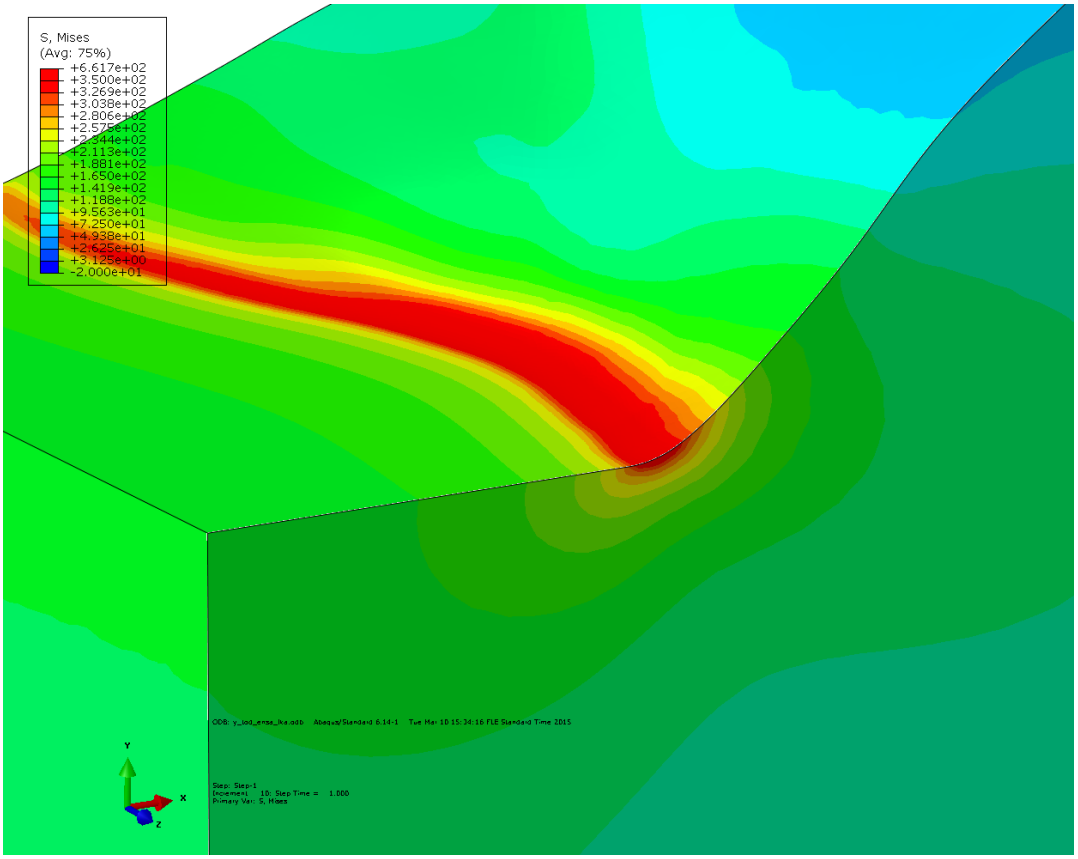
Kuvista 41 ja 42 nähdään, kuinka jännitystaso on selvästi pienempi palstalevyn kärjen uudella asemoinnilla. Vanhalla asemoinnilla nostovarren uuma kulkee samassa kohdassa kuin palstalevyn kärki, joka kerää siksi jännityksiä. Tätä uudella palstalevyn asemoinnilla ei tapahdu.

4.2.4 Todellisen ja ideaalisen geometrian käyttö

Todellista geometriaa ja ideaalista geometriaa verrattiin keskenään tehollisen lovijännityksen menetelmällä. Hitsin rajaviivan jännityksistä muodostettiin myös kuvaajat molemmista malleista. Palstalevyn kärjen todellisella ja ideaalisella geometrialla tehtyjen tehollisen loven mallien jännitykset on esitetty kuvissa 43 ja 44.



Kuva 43. Palstalevyn kärjen pääjännitykset tehollisen loven menetelmällä.



Kuva 44. Palstalevyn kärjen tehollisen loven FE-malli pääjännitykset todellisella geometrialla.

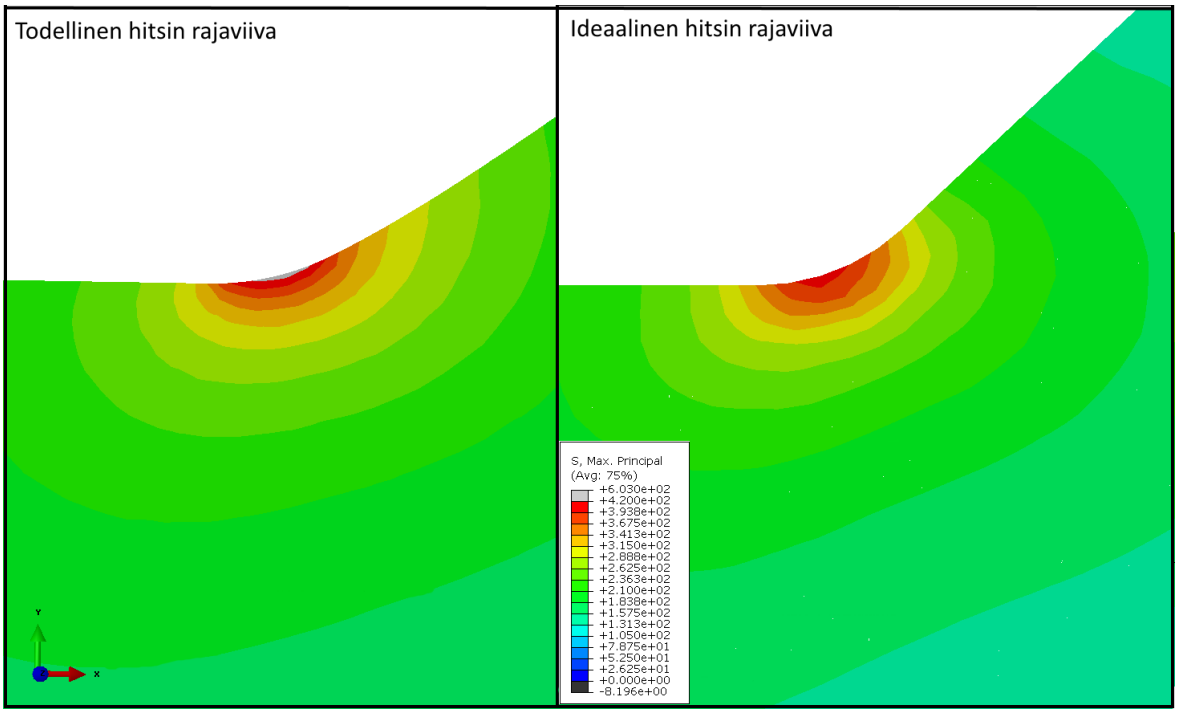
Kuvista 43 ja 44 nähdään, kuinka todellisen geometrian mallissa maksimijännitykset ovat suurempia kuin ideaalisella mallilla. Tehollisen loven menetelmällä lasketut ekvivalenttijännitykset ja kestoiät on esitetty taulukossa 7.

Taulukko 7. Palstalevyn kärjen kestoiän tarkastelu tehollisen lovijännityksen menetelmällä todellisella ja ideaalisella geometrialla

	Ekvivalentti jännitys $\Delta\sigma_{tl}$ [MPa]	Kestoikä [sykliä]
Ideaalinen geometria	575	119 000
Todellinen geometria	613	98 000

Taulukosta 7 nähdään, kuinka todellisella geometrialla saatu ekvivalentti jännitys on 6.5 % suurempi kuin ideaalisella geometrialla. Teoreettinen kestoikä todellisella geometrialla on noin 20 % pienempi kuin ideaalisella geometrialla. Kuvassa 45 on esitetty 2D-leikkaus te-

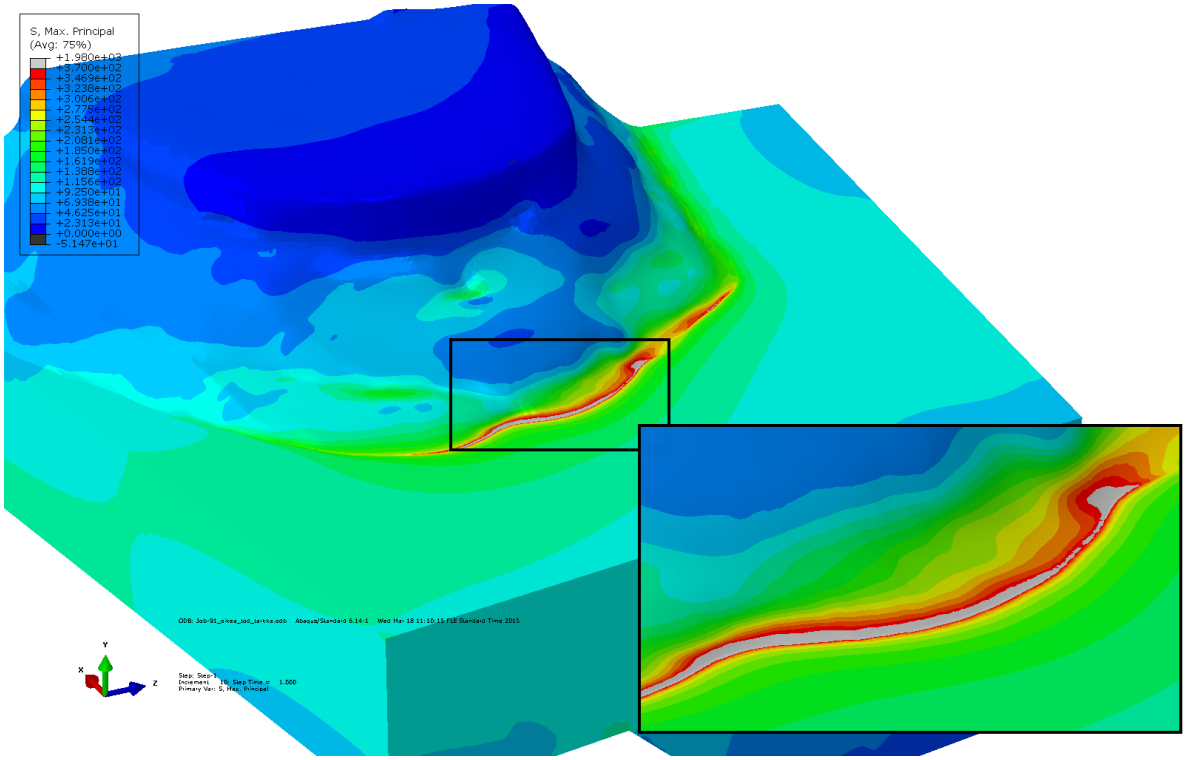
hollisen loven menetelmän mallin kohdasta, jossa jännityksen arvot olivat suurimmat vetokuormituksella. 2D ENS-mallin luominen kyseisestä detaljista ei olisi ollut järkevää, sillä rakenteen kuormitukset eivät olleet vain kohtisuoria kyseisessä kohdassa rakennetta, jolloin vain kohtisuoria voimia 2D-mallin kuormituksina käytettäessä olisi merkittävä osa kuormista jäänyt huomioimatta. Myöskin reunaehtojen asettaminen malliin olisi ollut ongelmallista.



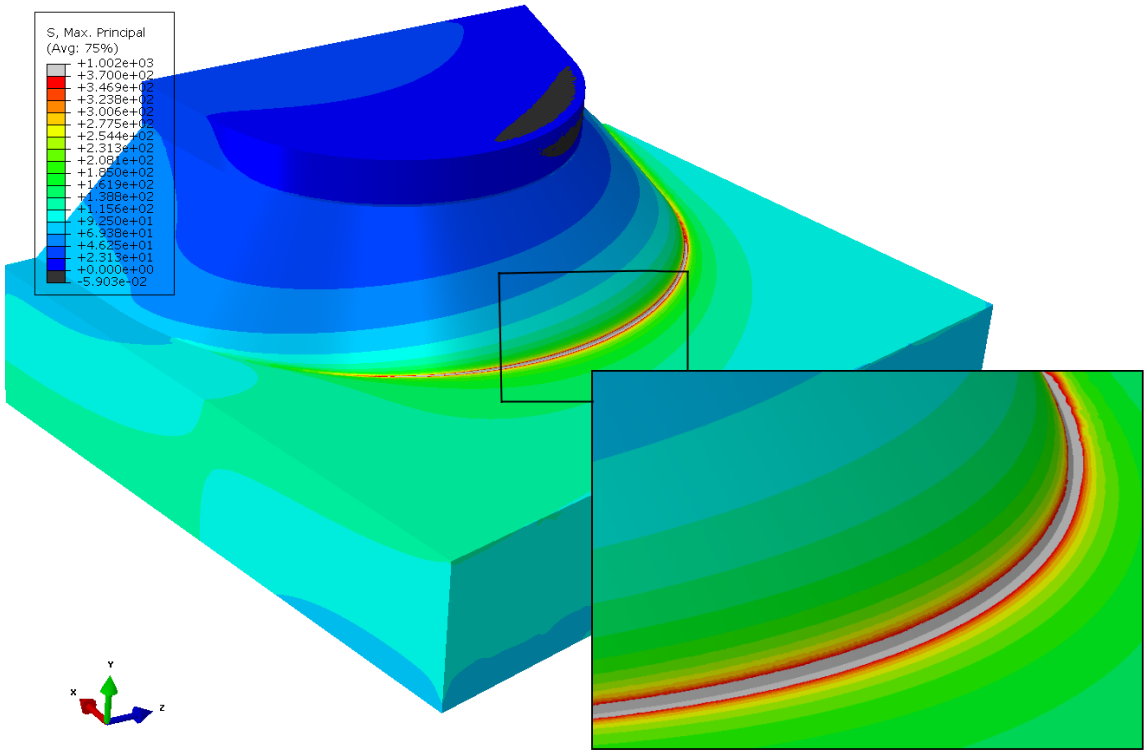
Kuva 45. Oikean puoleisen palstalevyn todellisen ja ideaalisen mallien pääjännitykset vetokuormituksella linkin sijaitessa keskellä.

Kuvasta 45 nähdään, kuinka todellisen hitsin rajaviivalla hitsin kupu liittyy levyn pintaan pienemmässä kulmassa kuin ideaalisella geometrialla, jossa kulma on 45 astetta. Todellisella geometrialla liittymiskulma on noin 30 astetta. Todellisella geometrialla hitsi oli hieman kateettipoikkeamaa levyn pinnan suuntaan ja varsinkin rajaviivan liittymiskulma oli pienempi kuin ideaalisella geometrialla, näistä syistä johtuen jännitykset olivat erisuuruisia mallien kesken. Molemmissa malleissa rajaviivan pyöristys oli mallinnettu 1 mm säteellä, jolloin periaatteessa rajaviivan pitäisi kerätä samalla tavalla jännityksiä.

Todellista geometrian mallin ja ideaalisen geometrian malleista tutkittiin myös sitä, miten jännitysjakauma vaihtelee hitsin rajaviivalla. Tätä varten analysoitiin tarkalla verkolla olevat mallit, joissa hitsillä oli selvä rajaviiva, josta tulokset voitiin ottaa. Kuvassa 46 on esitetty nostovarren vasemman puolen todellisen geometrian malli ja kuvassa 47 on esitetty ideaalisen geometrian malli. Molemmissa malleissa elementti koko hitsin rajaviivalla oli 0.15 mm.

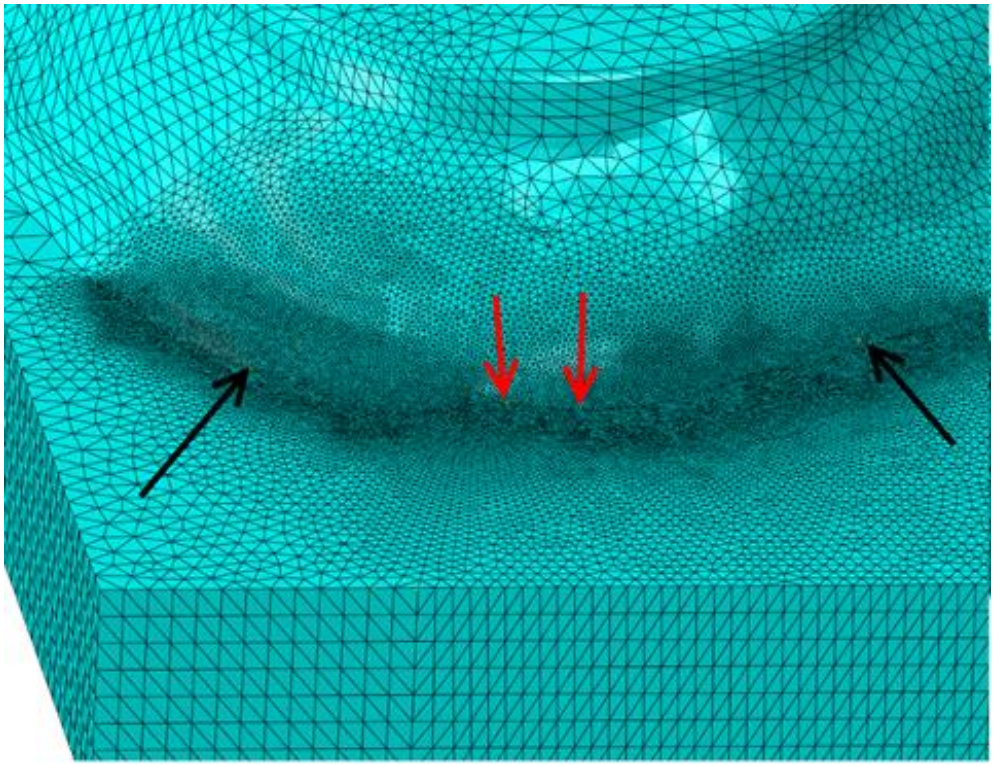


Kuva 46. Palstalevyn todellisen pääjännitykset vetokuormituksella linkin sijaitessa keskellä.

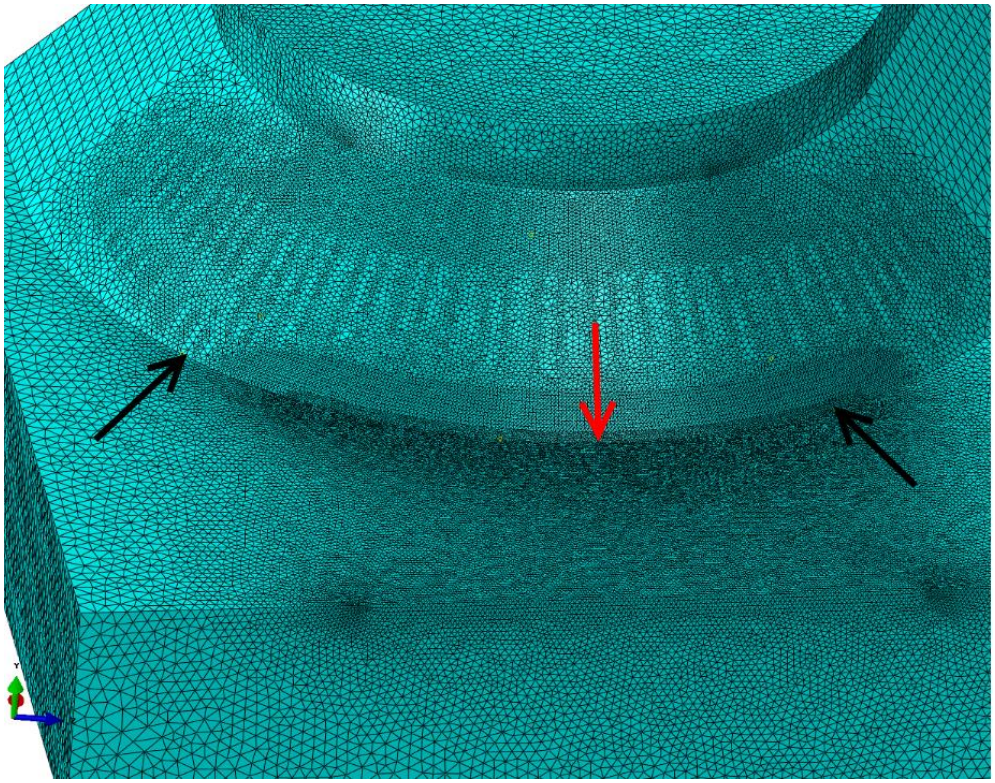


Kuva 47. Ideaalisen palstalevyn pääjännitykset vetokuormituksella linkin ollessa keskellä.

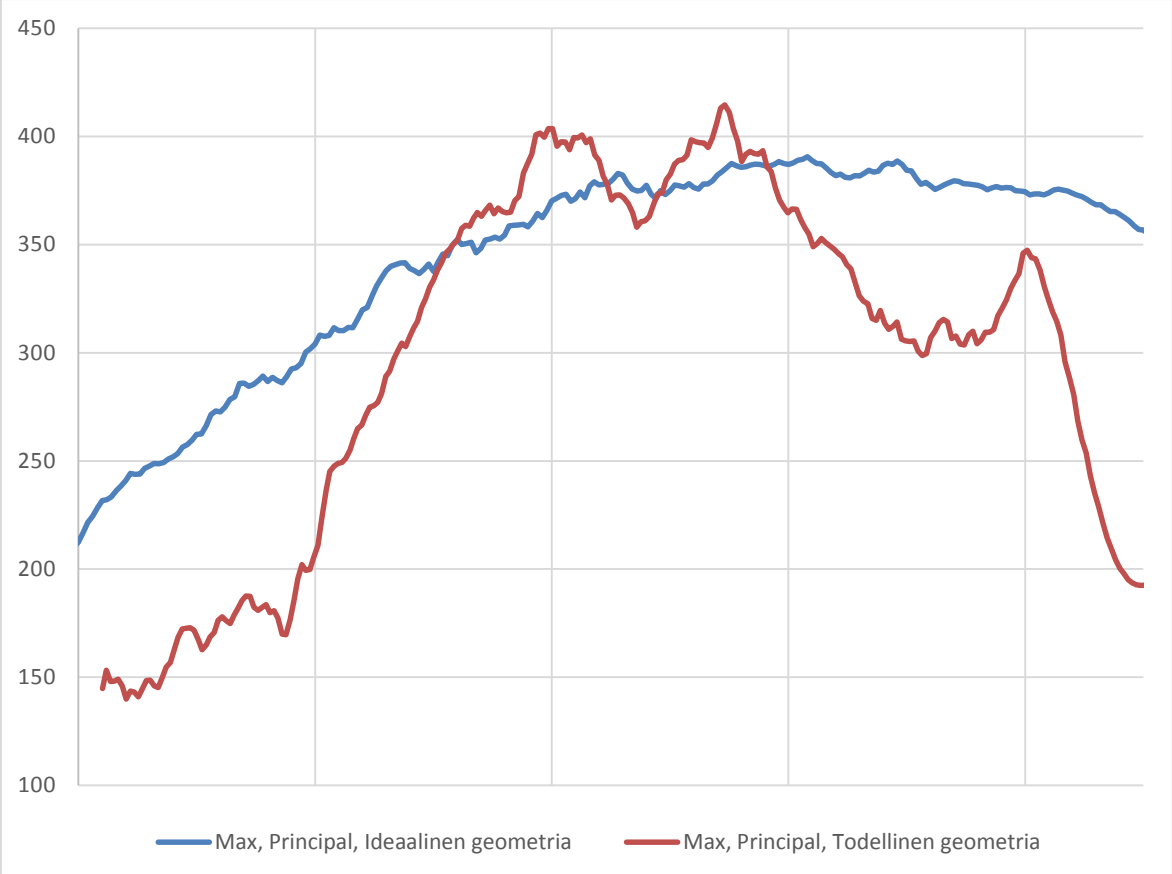
Kuvista 46 ja 47 nähdään, kuinka jännitykset vaihtelevat eri mallien välillä. Malleista otetuista jännityksistä luotiin kuvan 50 mukaiset käyrät, joissa on eritetty pääjännityksen hitsin rajaviivalla ideaalisella ja todellisella geometrialla. Käyrien arvojen määräytyessä elementtikoosta, johtuen pyöristyksen puutteesta rajaviivalla, käyrien maksimiarvot skaalattiin vastaamaan tehollisen loven mallien antamia arvoja. Liitteessä XIV on esitetty kuvan 50 käyrän alkuperäinen data, jota ei ole keskiarvoistettu ollenkaan. Jännitykset on esitetty noin 77 asteen kulmassa hitsin pyöristyksen keskipisteen suhteen siten, että käyrän keskikohta sijaitsee pyöristyksen keskilinjalla. Mallien jännityshuiput sijaitsevat tästä keskikohdasta hieman poispäin levyn reunasta. Kuvissa 48 ja 49 on esitetty geometriasta miltä väliltä jännitykset on otettu ja missä kohtaa geometriaa suurimmat jännitykset sijaitsivat.



Kuva 48. Väli josta jännitykset on otettu kuvaan 50 todellisella geometrialla ja jännitys huippujen paikat geometriassa.



Kuva 49. Väli josta jännitykset on otettu kuvaan 50 ideaalisella geometrialla ja jännityksen maksimi arvon sijainti.



Kuva 50. Rajaviivan maksimipääjännityksen vetokuormituksella palstalevyn kärjessä.

Kuvasta 50 nähdään, kuinka jännitykset poikkeavat toisistaan ideaalisella pienalla ja todellisella pienalla. Ideaalisessa mallissa jännitykset kasvavat melko tasaisesti kohti maksimia ja lähtevät siitä pienenemään samalla tavalla. Todellisella geometrialla hitsin rajaviiva poukkoilee edestakaisin ja hitsin liittymiskulma levyyn vaihtelee ja näin ollen jännitykset vaihtelevat melkoisesti hitsin rajaviivalla. Todellisella geometrialla jännitykset ovat paljon paikallisempia, kuin ideaalisella geometrialla ja jännitysten maksimi arvot ovat hieman suurempia.

Todellisen rakenteen suurimmista paikallisista jännityskeskittymistä ei kuitenkaan automaattisesti seuraa se, että todellisella rakenteella väsymislujuus olisi teoreettista muotoa huonompi. Väsymissärön paikallisesti nopeampi ydintyminen todellisen rajaviivan niemekkeeseen ei kerro minkälaista särön kasvu on alkuvaiheessa. Särön kasvu hieman vaihtelevammalla muodolla voi olla merkittävästi hitaampaa kuin jatkuvammalla rajaviivan muodolla. (Skriko, 2014, s. 384)

4.3 Muut hitsatun rakenteen kestoikään vaikuttavat asiat

Tässä kappaleessa on tutkittu väsymiskestävyyteen vaikuttavia asioita, joita ei ole voitu FE-menetelmän avulla tutkia. Tutkimus on suoritettu pääasiassa kirjallisuuskatsauksen avulla, mutta joidenkin asioiden vaikutusta on vain pohdittu.

4.3.1 Käyttäjän vaikutus rakenteen kuormituksiin

Työkoneissa koneen rungon kuormituksen vaihtelevat paljon koneen työvuoron aikana. Esimerkiksi kauhakuormaimessa kuormituksia syntyy koneen runkoon ja nostovarsiin satoja syklejä työvuoron aikana. Tässä työssä tutkittavan lastauskoneen nostovarren kuormitussyklit kuvasivat tilanteita, joissa nostovarrella ensin tapahtuu laskusykli, jolloin kauha painetaan maata vasten ennen kuin kauha työnnetään materiaan, jota halutaan kauhalla nostaa. Kauhan täytyttyä tapahtuu nostosykli, jolloin täysi nostetaan ylös täytenä.

Koneen kuljettaja voi näissä tilanteissa vaikuttaa koneeseen syntyviin kuormituksiin esimerkiksi siten, kuinka kovasti tai pehmeästi kuljettaja painaa kauhan maata vasten. Kuormituksiin vaikuttaa myös se, kuinka täyteen kuljettaja pystyy nostovarren kauhan saamaan ja kuinka tasapainoisen kuorman kuljettaja pystyy kauhaan kasaamaan. Kuormaa siirrettäessä paikasta toiseen maasto on harvoin kovin tasaista, jolloin kuorma saattaa heilua ja tällöin täydemmällä kuormalla varustetussa koneessa kuormitukset ovat suurempia kuin hieman tyhjemmällä kauhalla varustetussa koneessa. Kuitenkin yleensä väsymismitoituksessa referenssikertymänä käytetään käsiteltyjä kuutioita tai tonneja, joten taakkojen suuruudet ja työskentelyn tehokkuus tulevat siten automaattisesti huomioon otetuiksi.

Jokaisen työkoneen ollessa hieman erilaisia ohjata uuden kuljettajan tekemät liikkeet voivat olla selvästi äkkinäisempi tai varovaisempia kuin kokeneella kuljettajalla. Myöskin jokainen ihminen on yksilö ja noudattaa omia yksilöllisiä tapojaan tehdä asioita. Näin ollen kuljettaja voi vaikuttaa käytöksellään tietämättään rakenteeseen syntyviin kuormituksiin. Asiasta on tehty jonkin verran tutkimuksia, mutta yritykset eivät halua jakaa omia tutkimustuloksiaan muille. Erot kuormituksessa voivat olla 30 %, jolloin vaikutus kestoikään ovat suuruusluokaltaan kaksinkertaiset, edustaen tämän osatekijän ääripäitä.

Käyttöön liittyviä suunnitteluparametreja ovat myös toimintaympäristö, sekä mahdolliset värähtelyt. Toimintaympäristöllä tarkoitetaan sitä, että sama laite ja sama kuski tekevät nimellisesti samanlaista työtä, mutta käsiteltävän materiaalin ominaisuudet ovat erilaiset. Tästäkin voi johtua merkittävä ero todelliseen ja idealisoiden kuormituksen välille, jos asiaa ei tunnisteta tai parametreja ei ole tiedossa. Värähtelyjä tällaisessa laitteessa syntyy kauhan täyttämisessä ja epätasaisella alustalla ajamisessa. Niistä syntyvät sysäyskertoimet kasvattavat maksimijännityksiä, mutta muiden värähtelyjen vaikutus kuormitusvaihtojen lukumäärään ja siten ko. rakenteen väsymisessä ei liene merkittävä.

4.3.2 Alkuvian vaikutus

Hitsauksessa hitsin rajaviivalle syntyy aina pieni alkusärö eli reunahaava. Tutkimuksien mukaan tämä särö on tavallisesti kooltaan noin 0.2 mm, mutta voi olla suurempikin. Suuri reunahaava on selvä hitsauksesta johtuva vakava hitsausvirhe, joka vähentää kappaleen kestoikää merkittävästi. (SHY, s. 10.) Hitsille kestoikää laskettaessa murtumismekaniikan avulla on suositeltavaa hitsin reunaviivan alkusärön arvona käyttää 0.05…0.15 mm, joista jälkimmäinen on IIW suositus, jota tulisi käyttää, ellei muuta tietoa ei ole olemassa. Pienahitsin juuren puolen alkusärö on sama kuin kyseisessä kohdassa liitetyn levyn paksuus. (Hobbacher, 2013, s. 36.)

Todelliselle hitsille on kuitenkin hankalaa määrittää alkusärön kokoa ja särön syvyys voi vaihdella hyvin paljon hitsin rajaviivalla sen mukaan, onko hitsi tehty hitsaus robotilla vai käsin. Hitsin alkusärön koko määräytyy myös paljon käytettävästä hitsausprosessista ja hitsauksen parametreista. Tämän vuoksi ei ole olemassa mitään tiettyä prosessikohtaista alkusärön kokoa, jota voitaisiin laskennassa käyttää. Asiaa on kuitenkin tutkittu jonkin verran ja IIW julkaisuja sekä tilastollisia jakaumia on esitetty, mutta ei ole olemassa virallisesti voimassa olevia arvoja, joita voitaisiin käyttää laskennassa.

Liitoksen väsymiskestoikään alkusärön koolla on melko suuri merkitys saavutettuun kestoikään, sillä särön ydintymisvaihe on merkittävä osa kestoikää. Hitsissä ollessa valmiiksi jo alkusärö koko ydintymisvaihe jää väliin ja kestoikä määräytyy vain särönkasvun mukaan. Hitsauksen jälkeen voidaan hitsin rajaviivaa jälkikäsitellä siten, että särö katoaa ja hitsin väsyminen käynnistyy särön ydintymisestä ja kestoikä paranee. Taulukossa 8. on esitetty erilaisia jälkikäsittely menetelmiä alkuvian poistamiseksi. (Kähönen et al, 1999, s. 35-37.)

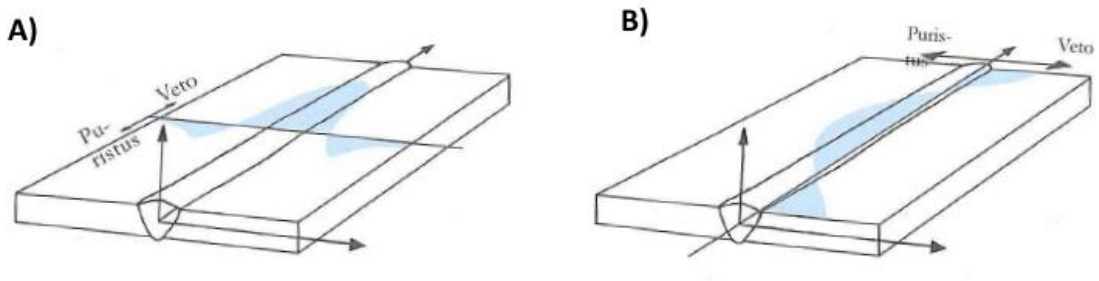
Taulukko 8. Jälkikäsittelymenetelmien jaottelu (Kähönen et al, 1999, s. 37).

Lähigeometrian parantamismenetelmät	Koneistusmenetelmät	Koneviilaus
		Hitsinprofiilin muotoilu hiomalla
		Laikka hionta
	Uudelleensulatusmenetelmät	TIG-jälkikäsittely
		Plasma-käsittely
	Erikoishitsausmenetelmät	Hitsiprofiilin kontrollointi
		Erikoiselektrodit

IIW:n suositusten mukaan alkuvian poistaminen lähigeometriaa parantavista menetelmistä hionnalla ja TIG-jälkikäsittelyllä voidaan liitoksen FAT-luokkaa nimellisen jännityksen menetelmällä nostaa 30 %, mikä tarkoittaa että kestoikä nousee 2.2-kertaiseksi. Tämän jälkeen liitoksille suurin sallittu FAT-luokka on FAT 112 teräkselle. Hot spot-menetelmällä FAT nousee 112:sta kuormaa kantavilla pienaliitoksilla ja 125:een ei kuormaa kantavilla liitoksilla. (Hobbacher, 2013, s. 85-87.)

4.3.3 Jäännösjännitysten vaikutus

Hitsauksessa jähmettyvä hitsi kutistuu ja tätä kutistumista estää hitsiä ympäröivä perusaine. Tämän vuoksi hitsin ns. muutosvyöhykkeelle syntyy veto- ja puristusjännityksiä. Syntyvien jännitysten suuruudet määräytyvät mm. hitsausarvoista, materiaalista, liitosmuodoista ja levynpaksuudesta. Kuvassa 51 on esitetty kappaleeseen hitsauksesta syntyviä poikittaisia- ja pitkittäisiä jännityksiä. Nämä jännitykset ovat hitsin jäännösjännityksiä, mikäli niitä ei poisteta jälkikäsittelyn avulla. Syntyvät jäännösjännitykset hitsissä voivat olla jopa materiaalin myötörajan suuruisia. (Pettinen, 2004, s. 86, s. 94.)



Kuva 51. Hitsin poikittais- (A) ja pitkittäissuuntaiset (B) jännitykset (Pettinen, 2004, s. 94).

Nämä jäännösjännitykset voivat aiheuttaa hitsatun rakenteen hajoamisen, vaikka jännitykset eivät ulkoisten kuormitusten vaikutuksesta olisivatkaan myötörajan suuruisia. Tämä johtuu siitä, koska rakenteessa olevien jäännösjännitysten ja ulkoisten venymien summa nousee liian suureksi. (Withers, 2001a, s. 366.) Hitsauksessa syntyneitä jäännösjännityksiä voidaan poistaa rakenteesta muun muassa myöstämällä, jolloin rakennetta lämmitetään ensin myöstöhehkutus lämpötilaan, jossa kappaletta pidetään jonkin aikaa. Tämän jälkeen lämpötila lasketaan hitaasti takaisin ympäristön lämpötilaan. Näin ollen kappaleen pinnan ja ytimen lämpötilat vaihtuvat samalla nopeudella, myös kalvojännitykset tasaantuvat kappaleessa, eikä merkittäviä jäännösjännityksiä synny. (Pettinen, 2004, s. 86.)

Rakenteeseen syntyviä jäännösjännityksiä on melko hankala ennustaa ja siksi niitä on pystyttävä mittaamaan. Jäännösjännitysten mittaamiseen on olemassa ainetta rikkovia ja rikkomattomia menetelmiä. Joitakin jäännösjännitysten mittaus menetelmiä on esitetty taulukossa 9. Näistä ainetta rikkova menetelmä on reiän poraus, muiden ollessa ainetta rikkomattomia menetelmiä. (Withers, 2001b, s. 355.)

Taulukko 9. Jäännösjännityksen mittaus menetelmä (Withers, 2001b, s. 357).

Menetelmä	Lävistävyys	Resoluutio	Tarkkuus
Reiän poraus	1.2 reiän halkaisija	50µm syvyys suunnassa	±50MPa
Röntgen diffraktio	<50µm (Al), <5µm (Ti) <1mm (kerrosten poistamisella)	1mm paksuus suunnassa 20µm syvyys suunnassa	±20MPa
Synkrotroni röntgen	150-50mm (Al)	1mm säteen suunnassa 20µm sädettä kohtisuoraan	$\pm 10 \times 10^{-6}$ venymästä
Neutronit	200mm (Al), 25mm (FE), 4mm (Ti)	500µm	$\pm 50 \times 10^{-6}$ venymästä
Ultraääni	>10cm	5mm	10%

Rakenteen kestoikää laskettaessa hot spot- tai tehollisen loven menetelmillä jäännösjännitysten vaikutus on sisällytetty S-N-käyriin (Hobbacher, 2013, s. 76-79). Väsymiskestävyyteen jäännösjännitykset vaikuttavat siten, että myötörajalla olevat vetojäännösjännitykset nostavat keskijännityksen tasoa sekä rajajännityssuhdetta, koska maksimijännitys on likimain myötörajan suuruinen ja minimijännitys on maksimijännitys vähennettynä jännitysheilahduksen suuruus. Tällöin kuormituksen ollessa puristustykytystä nousee jäännösjännitysten vaikutus suureksi korkean rajajännitys suhteen vuoksi. Rajajännitys suhteen ollessa suuri särön kasvu nopeutuu ja väsymisraja jää alhaiseksi. Jäännösjännitykset poistavat myötörajan vaikutuksen kestoikään ja vain jännitysvaihtelun suuruus määrää kappaleen kestoiän. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 179.)

Hitsatun liitoksen jäännösjännityksiä voidaan muuttaa kriittisessä kohdalla jälkikäsittelyllä. Tällöin tarkoituksena on yleensä saada poistettua vetojännitys hitsin juuresta ja muuttaa se puristusjännitykseksi. Jäännösjännityksiin vaikuttavia jälkikäsittely menetelmiä on esitetty taulukossa 10. (Kähönen et al, 1999, s. 35-37.)

Taulukko 10. Jälkikäsittelymenetelmien jaottelu (Kähönen et al, 1999, s.37).

Jäännösjännitysmenetelmät	Vasarointimenetelmät	Vasarointi
		Kuulapuhallus
	Lämpökäsittelymenetelmät	Myöstö
		Pistekuumennus
	Ylikuormitusmenetelmät	Esiylikuormitus
		Paikallinen puristus
		Räjäytys- ja täristysmenetelmät

Jäännösjännityksiin vaikuttavalla jälkikäsittelyllä voidaan nostaa kappaleen FAT-luokkaa jopa 50 %. Tämä nostaa kestoiän jopa 3.4-kertaiseksi. IIW antama suositus väsymisluokan nostoon pätee teräksiin, joiden myötölujuus on maksimissaan 900MPa. Tämä FAT-luokan nosto pätee vasarointi menetelmiin (Needle peening, Hammer peening). Taulukossa 11 on esitetty vasaroinnin jälkeiset FAT-luokat nimellisen jännityksen menetelmälle sekä hot spot-menetelmälle.

Taulukko 11. Vasaroinnin vaikutus FAT-luokkaan (Hobbacher, 2013, s. 88-89).

Nimellisen jännityksen menetelmä		
Materiaali	Matala hiiliset teräkset f_y<355 MPa	Teräkset f_y≥355 MPa
Saavutettu etu FAT-luokille ≤90MPa	1,3	1,5
Suurin mahdollisen saavutettu FAT-luokka	FAT 112	FAT 125
Hot spot-menetelmä		
Kuormaa kantavat pienaliitokset	FAT 112	FAT 125
Kuormaa kantamattomat pienaliitokset	FAT 125	FAT 140

Sandvikin nostovarresta jäännösjännityksiä mitattiin palstalevyn kärjen läheisyydestä liuskapaikan kohdasta. Jäännösjännitysten mittaukseen käytettiin röntgen diffraktiota. Jäännösjännityksen mitattiin hitsin rajaviivalta, sekä 3 mm ja 6 mm etäisyyksiltä rajaviivalta. Taulukossa 12 on esitetty hitsiä vastaan kohtisuorat jäännösjännitykset molempien palstalevyjen kärkien luota ja kuvassa 52 on esitetty jäännösjännitysten mittaamista palstalevyn kärjen läheisyydestä.

Taulukko 12. Jäännösjännitykset palstalevyn kärjen läheisyydessä.

Nostovarren puoli	Etäisyys [mm]	Jännitys [MPa]	Vaihtelu [+/-]
Liuskan 1_2 (oikea puoli)	0	144	13,2
	3	219	12,8
	6	92	12,5
Liuskan 1_1 (vasen puoli)	0	148	20,2
	3	166	6,1
	6	210	5,9

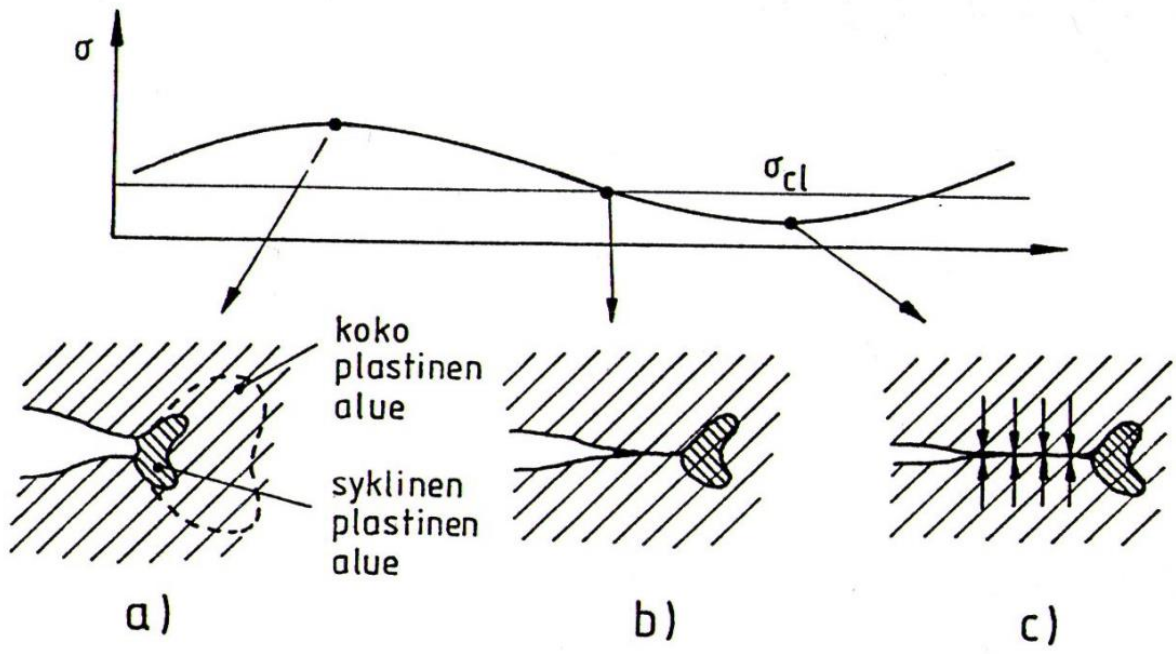
Kuva 52. Jäännösjännitysten mittaus röntgen diffraktiolla.

Taulukosta 12 nähdään kuinka jäännösjännitykset nostovarren oikealla puolella saavat suurimman arvonsa 3 mm etäisyydellä rajaviivasta ja pienimmän arvonsa 6 mm etäisyydellä. Nostovarren vasemmalla puolella jäännösjännitykset kasvavat kauempana rajaviivasta. Molemmille puolille on kuitenkin yhteistä, että jäännösjännitykset rajaviivalla ovat hieman alle 150 MPa. Hitsiä vastaan kohtisuorat jäännösjännitykset eivät ole suuremmillaan rajaviivalla, vaan hieman kauempana rajaviivasta. Jäännösjännityksen maksimiarvo määräytyy todennäköisesti aluslevyn paksuudesta ja liitoksen paikallisista reunaehdoista. Röntgen diffraktiomenetelmällä kuitenkin mitatessa mittatarkkuus ei ole kovin hyvä kuten taulukon viimeisestä sarakkeesta nähdään. Jäännösjännityksen myös mitattiin valssihilseen päältä, joka saattoi lisätä virheen määrää mittauksessa.

Jäännösjännitysten ollessa rajaviivalla vain noin 150 MPa ja nostovarren materiaalin ollessa S700-terästä ovat jäännösjännitykset vain noin 21 % myötörajasta eli melko kaukana siitä oletuksesta, että hitsatussa tilassa jäännösjännitykset rajaviivalla olisivat myötörajan suuruisia. Kuormituksen aikana palstalevyn kärjen jännitykset olivat vetokuormituksella suurempia kuin jäännösjännitykset rajaviivalla. Tällöin jäännösjännitykset eivät nosta merkittävästi palstalevyn kärjen keskijännityksen tasoa eivätkä rajajännityssuhdetta.

4.3.4 Särön kasvun vaikutus

Normaalisti väsymislaskennassa keskijännityksellä eikä rajajännitys suhteella *R* ole merkitystä hitsatussa tilassa olevan liitoksen väsymiskestoikään. Todellisessa rakenteessa kuitenkin särö vuoroin avautuu ja sulkeutuu. Tällöin jännityksen ollessa minimissään särön pinnat painuvat vastakkain kuvan 53 mukaisesti. Tällöin särön pohjalla oleva plastinen muokkaus vähenee, jolloin koko jännitysväli ei ole tehollinen kasvattamaan särön kokoa. Rakenteen rajajännityssuhde *R* vaikuttaa jännitysintensiteetti kertoimen teholliseen arvoon ja sitä kautta särön kasvunopeuteen. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 239-240.)



Kuva 53. Särön sulkeutuminen jännitysheilahduksen minimissä (Niemi & Kemppi, 1993, s. 240).

Hitsatun rakenteen ollessa jälkikäsittelemättömässä tilassa oletetaan, hitsin alkusärön jäännösjännitysten olevan vetomyötölujuuden suuruisia. Näin ollen kuormituksen nimellisellä R arvolla ei ole vaikutusta rakenteen todelliseen R arvoon maksimijännityksen ollessa veto myötörajan suuruinen minimijännityksen olevan vaihteluvälin verran siitä pienempi. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 240.) Murtumismekaniikan Parisin lain mukaan särö ei kasva tietyn kynnysarvon ΔK_{th} alapuolella johtuen siitä, että pienin mahdollinen särön kertakasvu on atomien välisen etäisyyden suuruinen. Tähän kynnysarvoon, jolla särönkasvu käynnistyy vaikuttaa voimakkaasti rajajännityssuhde, jonka todellinen arvo ja laskennallinen arvo voivat poiketa toisistaan voimakkaasti. (Niemi & Kemppi, 1993, s. 259.)

5 JOHTOPÄÄTÖKSET

Hitsatun rakenteen väsymisikä on monen tekijän tulo. Rakenteen väsymiskestävyyttä voidaan arvioida monella eri menetelmällä. Tässä työssä rakennetta tutkittiin hot spot- ja teholisen loven menetelmillä ja näitä tuloksia verrattiin täyden mittakaavan väsytyskokeeseen. Tulokset eri menetelmillä olivat vaihtelevasti linjassa väsytyskokeen tulosten kanssa.

Täyden mittakaavan väsytyskoetta mitattiin noin 20 venymäliuskan avulla. Näistä liuskoista saatuja tuloksia verrattiin FE-mallien jännityksiin vastaavissa kohdissa. Nostovarren kyljissä olevien venymäliuskojen arvot eri liuskojen ja FE-mallien välillä poikkesivat toisistaan paikoin melko paljon. FE-mallien jännitykset olivat noin 0.5-1.1-kertaisia suhteessa venymäliuskojen antamiin arvoihin. Nostovarren päällä olevien liuskojen kohdista otetut arvot olivat FE-malleissa noin 0.6-0.7-kertaisia suhteessa venymäliuskojen arvoihin. Tutkitun palstalevyn kärjen läheisyydessä olevan liuskan paikalta otetut FE-mallin arvot olivat 1.0-1.6-kertaisia suhteessa venymäliuskojen arvoihin.

Venymäliuskojen ja FE-mallin arvot poikkesivat toisistaan paikoin melko paljon ja paikoin olivat lähellä toisiaan. Jokaisella mallilla arvot olivat jossain päin nostovartta hyvin samaa tasoa kuin venymäliuskojen arvot, mutta toisaalla eroja saattoi olla hyvinkin paljon. Selviä eroja siitä, että kumpi malleista gap- vai rigid-nivelellinen malli noudatti paremmin liuskojen antamia jännityksiä ei ollut huomattavissa. Väsytyskokeen malleissa laattaelementeillä saatiin hieman suurempia arvoja kuin solidielementeillä.

Yleisesti ottaen mallin jännitysjakaumat eivät täysin vastanneet venymäliuskojen perusteella saatuja jännitysjakaumia. Tähän voi vaikuttaa käytetty FE-ohjelma ja ratkaisija, jolloin jollain muulla ratkaisijalla lasketut mallit olisivat voineet antaa tuloksia, jotka, olisivat olleet paremmin linjassa väsytyskokeen antamien tulosten perusteella. Tutkittavan rakenteen ollessa suuri mekanismi voi myös valmistustarkkuuksilla, välyksillä ja kitkoilla olla hyvin suuri merkitys siihen, miten todellisessa väsytyskokeessa jännitykset jakautuvat. FE-mallin rakenteen ollessa melko ideaalinen todellisessa rakenteessa pienet valmistusvirheet ja epätarkkuudet voivat vaikuttaa rakenteeseen syntyviin jännityksiin hyvinkin paljon, sillä pien-

ten virheiden summa saattaa lopulta johtaa melko suuriinkin eroihin todellisuuden ja ideaalisen mallin välillä. Yksi suuri jännityksiin vaikuttanut asia oli sylinteri voiman epämääräisyys ja sylinterin käännön perustuminen aikaan, jolla saattoi olla suurikin vaikutus jännityksiin väsytyskokeessa

Hot spot-menetelmällä lasketut kestoiät olivat lähes järjestään suurempia kuin väsytyskokeesta saatu tulos. Ainoastaan rigidi-laattamalli ennusti pienempää kestoikää kuin väsytyskokeessa saatiin. Muista malleista lasketut kestoiät olivat suurempia kuin väsytyskokeen tulos, vaikkakin solidielementeillä päästää rigid-nivelellisellä mallille lähelle väsytyskokeessa saatua tulosta. Liuskamittauksien perusteella jännitykset mallissa olivat suurempia kuin väsytyskokeessa palstalevyn kärjen läheisyydessä. Tästä syystä laskettujen kestoikien olisi kuitenkin pitänyt olla pienempiä kuin väsytyskokeessa saatu tulos jännitysvaihtelun ollessa suurempaa. Tästä syystä hot spot-menetelmällä saatuja tuloksia ei voi pitää kovin luotettavina kyseisessä kohdassa ja hot spot-menetelmä ei sovellu hyvin palstalevyn kärjen kestoiän arviointiin.

Tehollisen loven menetelmällä saadut kestoiät olivat pienempiä kuin väsytyskokeessa saadut tulokset, joka on linjassa sen huomion kanssa, että FE-mallin jännitykset olivat suurempia kuin venymäliuskoista saadut arvot. Tehollisen loven menetelmällä saadut kestoiät olivat rigid- ja gap-malleilla hyvin lähellä toisiaan väsytyskokeen mukaisilla kuormituksilla, jolloin solidi elementeillä ei ollut suurta merkitystä, miten tarkkaan nivelet olivat mallinnettu. Epäkeskisellä kuormituksella kuitenkin eroa kestoi'issä oli noin 10 %, jolloin suurin ero eri tavalla mallinnettujen nivelten välillä syntyy rakenteen ollessa epäkeskisen kuormituksen alaisena.

Tutkitun palstalevyn kärjen paikan vaikutusta kestoikään tutkittiin tehollisen loven menetelmällä. Palstalevyn kärjen vastakkaisella puolella uumalevyä sijaitsi nostovarren laippa, jonka takia palstalevyn kärki keräsi jännityksiä erityisen paljon. Palstalevyn kärkeä käännettiin 8 astetta sylinterin kiinnityskohdan suhteen keskemmälle nostovartta. Tällä siirrolla saatiin palstalevyn kärki siirrettyä kohtaan, jossa laippa ei enää ollut suoraan kärjen vastakkaisella puolella. Kärjen kestoikä kasvoi tällä siirrolla 2.9-kertaiseksi tehollisen loven menetelmällä arvioiden. Uudella asemoinnilla myös hot spot-menetelmän antama tulos oli samaa luokkaa kuin tehollisen loven menetelmän tulos.

Palstalevyn kärjen todellista geometriaa mitattiin usealla eri tavalla, näistä lopulta tutkittava malli luotiin VTT:ltä saadun FARO Laser ScanArm V3-skannerilla skannatusta datasta. Todellisen hitsin muodon mallintamiseen käytettiin Femap, Meshlab ja Geomatic Desing ohjelmia. Palstalevyn kärjen kestoikää arvioitiin todellisella geometrialla tehollisen loven menetelmällä. Todellisen geometrian antamat paikalliset jännitykset olivat noin 6.5 % suurempia kuin ideaalisella geometrialla ja näin ollen kestoikä oli noin 20 % pienempi kuin ideaalisella geometrialla. Ideaalisella geometrialla jännitykset rajaviivalla kasvoivat melko tasaisesti kohti maksimiarvoa, josta ne alkoivat pienenemään pikkuhiljaa. Todellisella geometrialla hitsin rajaviiva liikkui enemmän levyn pinnalla ja hitsin kuvun liittymiskulma vaihteli rajaviivaa pitkin kuljettaessa. Tästä johtuen jännitykset vaihtelivat melkoisesti rajaviivalla ja jännityskäyrässä oli useita huippuja. Taulukkoon 13 on koottu mallinnuksellisten asioiden vaikutus rakenteen jännityksiin.

Taulukko 13. Mallinnuksen tasojen vaikutus rakenteen jännityksiin.

Taso	Mekanismi	Globaalimalli	Rakennedetalji	Hitsin paikallinen muoto	Elementtimalli
Tasoon vaikuttavat asiat	-Reunaehdot -Kitkat -Kontaktit	-Päämitat -Paksuudet -Kuormat -Globaali reunaehto -Materiaalimalli	-Muotopoikkeamat -Vetelyt	-Mitatut geometrian tarkkuus	-Elementtityyppi -Elementtikoko -Alimallin reunaehdot
Vaikutus jännityksiin, mitattu/ideaalinen	0.6…1.6	0.9-1.1	1	1.2	0.9-1.1
Huomiot	Kaikki mallit olivat kitkattomia	Sylinteri voiman epämääräisyys	Ei merkittävä (paksut levyt)	Hyvän mallin tekemiseksi oltava tarpeeksi tarkkaa dataa	Alimallin reuna ehdot eivät vaikuta etäisyyden tutkittavasta kohdasta ollessa tarpeeksi suuri

Todellisen geometrian mallintaminen onnistuin tässä työssä melko hyvin. Skannatun datan muuttaminen 3D FE-malliksi on melko tarkkaa työtä ja mikäli skannattu alue ei ole tarpeeksi suuri sitä oli erittäin vaikea saada tarkkaan sovitettua ideaaliseen geometriaan. Todellisen geometrian asemoinnilla oli suuri vaikutus siihen, miten laskentamalli vastasi todellisuutta. Skannatun datan tarkkuus kärsi jonkin verran, kun sitä kierrätettiin eri ohjelmien kautta, jolloin skannatun alkuperäisdatan tulee olla melko tarkkaa, jotta lopullisesta laskentamallista saadaan tarpeeksi tarkka. Tehollisen loven menetelmän käyttäminen todellisen geometrian kestoiän arvioimiseen on melko hankalaa, sillä vaaditun pyöristyssäteen luominen hitsin rajaviivalle ei onnistunut helpolla. Malliin luotiin selvä rajaviivaa pitämällä levyn geometria ideaalisena, jolloin siihen liitetyn todellisen kuvun ja ideaalisen levyn välille syntyi rajaviiva, johon saatiin luotua pyöristys.

Hitsatun rakenteen väsymiskestoikään todelliseen kestoikään vaikuttavat myös koneenkuljettaja ja se millainen alkusärö sijaitsee hitsin rajaviivalla vai onko sitä ollenkaan. Hitsin alkusärön voidaan rakenteesta poistaa erilaisten jälkikäsittely menetelmien avulla ja näin voidaan parantaa rakenteen kestoikää. Jälkikäsittely menetelmillä myös vaikutetaan rakenteen jäännösjännityksiin, jolloin poistetaan rajaviivalta kestoiän kannalta kriittinen vetojännitys ja muutetaan se väsymisen kannalta suotuisammaksi puristusjännitykseksi.

Kokonaisuudessaan hitsatun rakenteen väsymiskestoikä on monen muuttujan summa, jolloin laskettu kestoikä ja todellinen kestoikä voivat olla yllättävän kaukana toisistaan. Tämän vuoksi käytetäänkin yleensä varmuuskertoimia, jotta saadaan tulokset varmasti konservatiiviselle puolelle, eikä laskettu kestoikä ole suurempi kuin todellinen kestoikä. Näin voidaan välttyä ikäviltä alimitoituksilta.

Tälle tutkimukselle jatkotutkimuksina tulisi vielä tutkia tarkemmin, kuinka hitsin todellisella geometrialla laskettu kestoikä vastaa ideaalisella geometrialla saatua mallia, sillä tässä diplomityössä tutkittiin vain yhtä geometriaa. Geometrian vaikutusta olisi hyvä tutkia hieman yksinkertaisemman geometrian avulla, jolloin pystyttäisiin tekemään useita koekappaleita ja siten saada laajempi katselmus siitä miten todellisen geometrian mallinnetun hitsin ja todellisen väsytyskokeen tulokset ovat linjassa keskenään. Tässä diplomityössä tutkittu rakenne oli tähän tarkoitukseen liian suuri kokonaisuus, jolloin ei pystytty selvästi erottamaan sitä, miten kunkin yksityiskohdan muuttaminen vaikutti saatuun rakenteelle saatuun kestoikään.

Hitsin laatu oli melko hyvää tutkittavalla alueella, jolloin jatkotutkimuksena voisi tutkia miten erilaatuisista hitseistä tehtyjen FE-mallien ja hitsin väsymisikä korreloisivat keskenään. Myöskin voisi tutkia miten hitsiin oikean materiaali mallin syöttäminen vaikuttaisi saatuun kestoikään.

6 LÄHTEET

Aygül, M. 2012. Fatique analysis of welded structures using the finite element method [verkkodokumentti]. Gothenburg, Sweden. Chalmers university of technology. 56s. saatavissa pdf-tiedostona: http://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/155710.pdf

Cook, R. 1974. Concepts and applications of finite element analysis. USA. John Wiley & Sons, INC. 402 s. ISBN 0-471-16915-3.

Cook, R. 1995. Finite element modeling for stress analysis. USA. John Wiley & Sons, INC. 320 s. ISBN 0-471-10774-3.

Dowling, N. 2007. Mechanical behavior of Materialas, Third Edition. Upper Saddle River, New Jersey, USA. Pearson Education Inc. 910 s. ISBN 0-13-186312-6

Fricke, W. 2010. Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures. Hamburg. IIW document, XIII-2240r2-08/XV-1289r2-08. 38s.

Fricke, W. 2013. IIW guideline for the assesment of weld root fatique. Welding in the World, vol. 57, no. 6, s. 753-791.

Hobbacher, A. et.al. 2013. Recommendations for fatigue design of welded joints and components. Paris, France. IIW document, XIII-2460-13/XV-1440-13. 163s.

Kähönen, A, Pärssinen, V, Ilvonen, R, Siljander, A. 1999. Putkipalkkien ja korkealujuuksisten terästen käyttö ajoneuvorakenteissa [verkkodokumentti]. Espoo. VTT (valtion teknillinen tutkimuskeskus). 43s. saatavissa pdf-tiedostona: http://www2.vtt.fi/inf/pdf/tiedotteet/1999/T2008.pdf

Lassila, V. 2006. Vapaa vääntö. Teoksessa. Lujuusoppi. 10. Muuttumaton painos. Helsinki, Otatieto Oy yliopistokustannus. 2006. s. 169-244. ISBN 951-672-253-9.

Niemi, E. 1990. On stress concentrations in welded components. Teoksessa. Valtion teknillinen tutkimuskeskus. Väsymismitoitus 1990. Espoo, Valtion teknillinen tutkimuskeskus (VTT). 1990. s. 203–220. ISBN 951-38-3575-8.

Niemi, E, Fricke, W, Maddox, S,J. 2006. Fatigue Analysis of Welded Components, Designer's guide to the Structural hot-spot stress approach, IIW-1430-00. Cambridge, England. Victoire Press. 50 s.

Niemi, E. & Kemppi, J. 1993. Hitsatun rakenteen suunnittelun perusteet. 1. Painos. Helsinki, Painatuskeskus Oy. 337s. ISBN 951-37-1115-3.

Niemi, E. et al. 2004. Väsymättömän hitsausliitoksen suunnittelu. Lappeenranta. Lappeenrannan teknillinen yliopisto. 121 s.

Niemi, E. 1996. Hitsattujen rakenteiden väsymistarkastelussa käytettävät jännitykset. Tampere. Metalliteollisuuden kustannus Oy. s.45. ISBN 951-817-650-7.

Niemi, E. 2003. Levyrakenteiden suunnittelu. Helsinki, Teknologiainfo Teknova Oy. 136s. ISBN 951-817-813-5.

Pettinen, R. 2004. Hitsauksen materiaalioppi. 1. painos. Helsinki. Suomen hitsausteknillinen yhdistys ry. s.295. ISBN-951-98212-2-8.

Räsänen, S. 2006. Veto, puristus ja leikkaus. Teoksessa. Lujuusoppi. 10. Muuttumaton painos. Helsinki, Otatieto Oy yliopistokustannus. 2006. s. 7–36. ISBN 951-672-253-9.

Saikkonen, M. 2006. Taivutus. Teoksessa. Lujuusoppi. 10. Muuttumaton painos. Helsinki, Otatieto Oy yliopistokustannus. s. 77–168. ISBN 951-672-253-9.

SFS-EN-1993 1-9. 2005. Eurocode 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-9: Väsyminen. Helsinki. Suomen Standardisoimisliitto SFS. 44 s.

SHY. Hitsauksen teoriaopetus:B.5 Hitsausvirheet [verkkodokumentti]. Suomen hitsaustekninen yhdistys 11s.saatavissa pdf-tiedostona: http://mandata.pp.fi/Hitsaus/Artikkelit/B5.pdf

Skriko, T, Björk, T, Nykänen, T. 2014. Effects of weaving technique on the fatigue strength of transverse loaded fillet welds made of ultra-high-strength steel. Welding in the World, vol. 58, no. 6, s. 379-389.

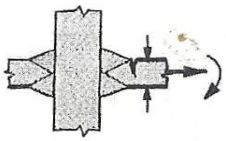
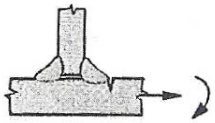
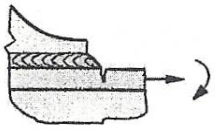
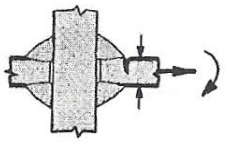
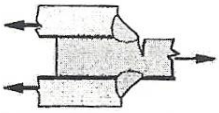
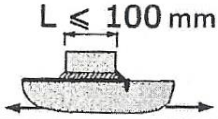
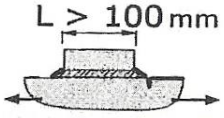
Withers, P, Bhadeshia, H. 2001a. Residua stress Part 1- Measurement techniques. Materials Science and Technology. vol 17. (2001) s.355-365. ISSN 0267 – 0836.

Withers, P, Bhadeshia, H. 2001b. Residua stress Part 2- Nature and origins. Materials Science and Technology. vol 17. (2001) s.366-375. ISSN 0267 – 0836.

LIITTEET

Liite I

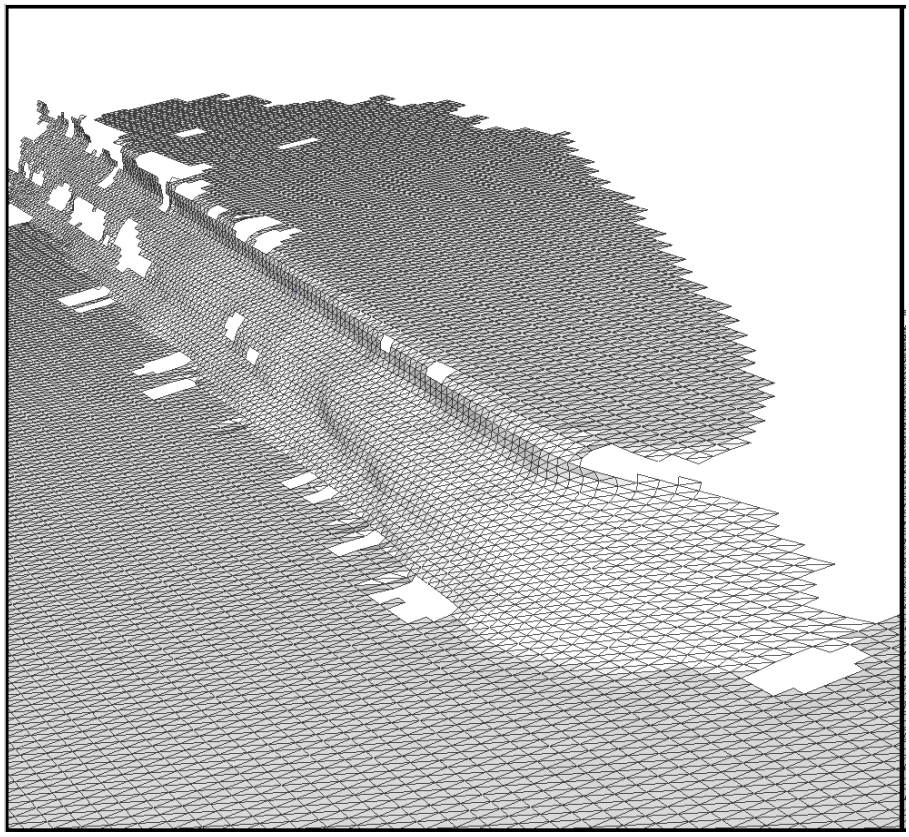
Hot spot-menetelmän FAT-luokat liitoksille.

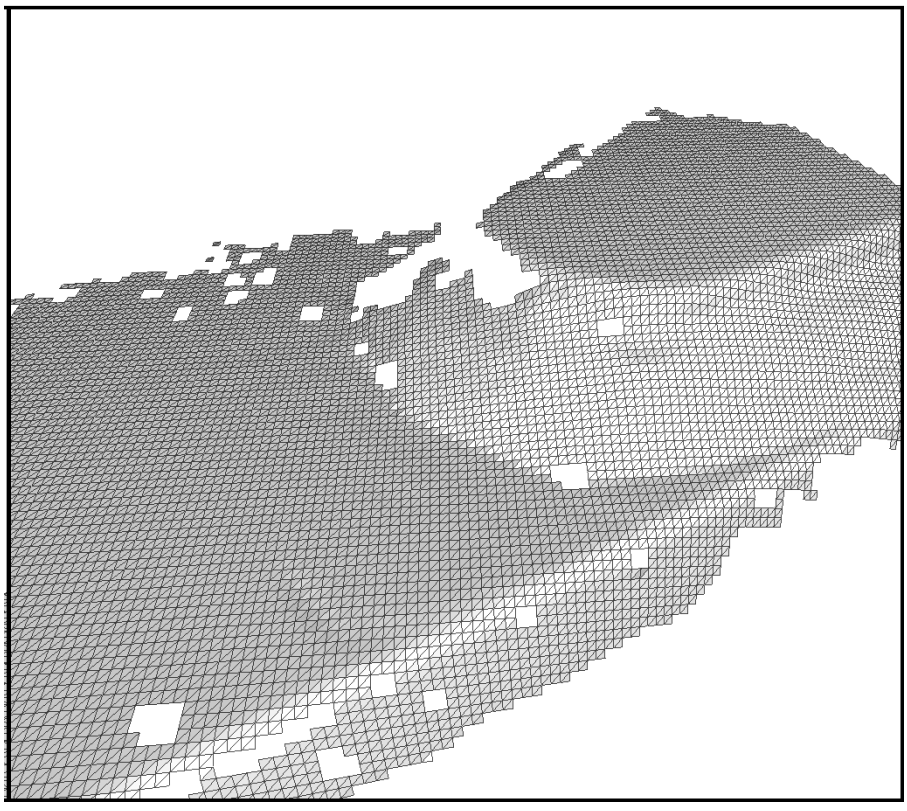
Joint	Description	Quality	FAT	$\Delta\sigma_{R,L}$	n
1.	Butt joint	As-welded, proved free from significant flaws by NDT.	100	58	0.2
2. 	Cruciform or T-joint with full penetration welds	K-butt welds, no lamellar tearing.			
3. 	Non-load carrying fillet welds	Transverse non-load carrying attachment, not thicker than the main plate, as-welded.	100	58	0.3
4. 	Bracket end, with or without weld around end	Fillet weld(s) as-welded			
5.	Cover plate ends and similar joints				
6. 	Cruciform joint with load-carrying fillet welds	Fillet weld(s) as-welded	90	53	0.3
7. 	Lap joint with load-carrying fillet welds				
8. 	Plate with short longitudinal attachment	Fillet or full penetration weld, as-welded.	100	58	0.1
9. 	Plate with long longitudinal attachment	Fillet or full penetration weld, as-welded.	90	53	0.1

Note: These curves are valid for perfectly aligned joints. Misalignment effects must be considered in the applied stress range.

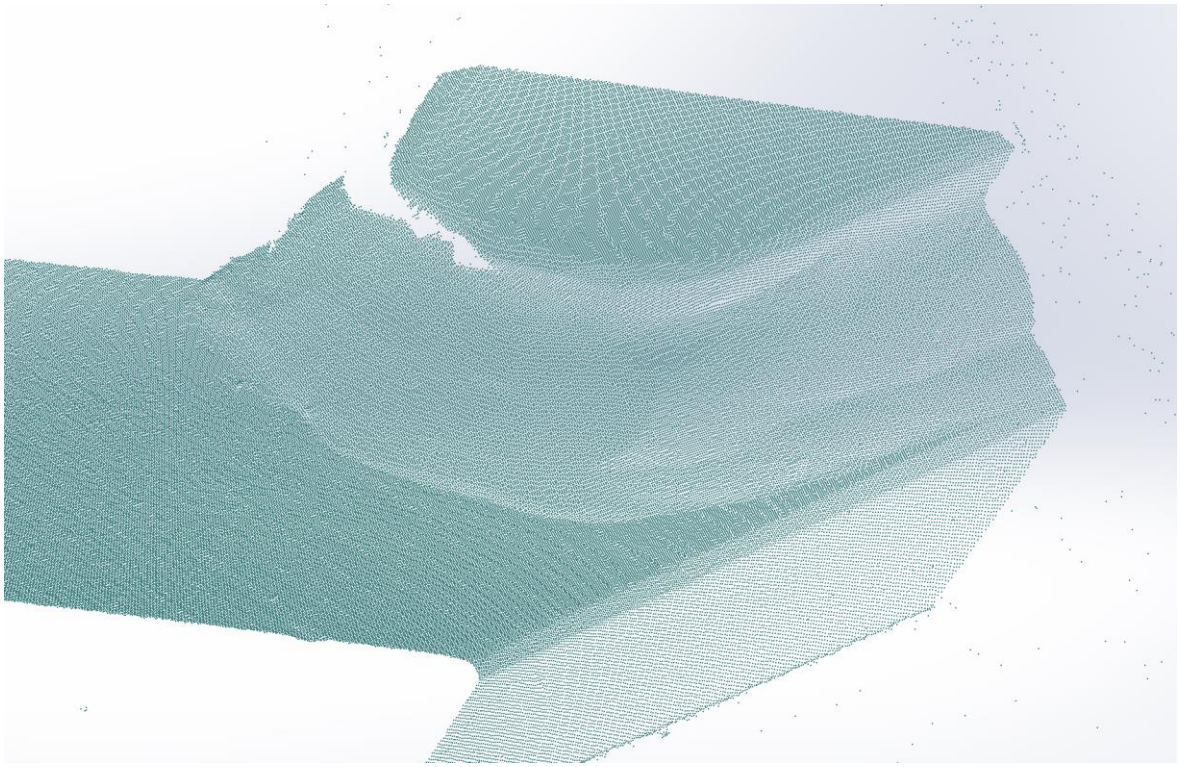
Todellisen geometrian alkuperäisdatat, joista alimallit luotiin.

Aramiksella skannattua dataa

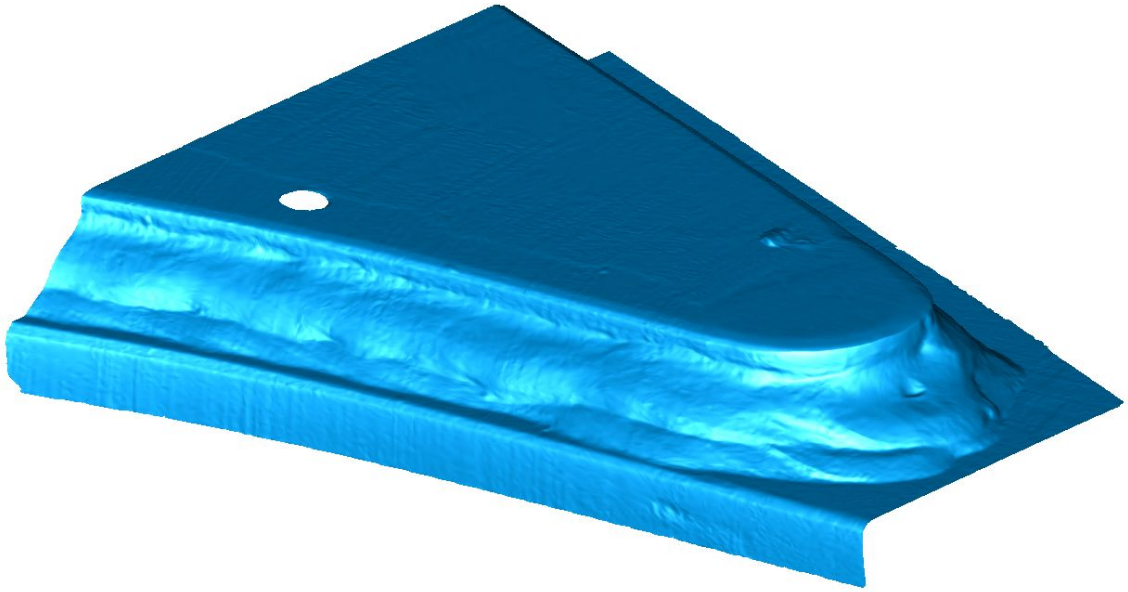




Holovision SLM-skannerilla otettua pistepilvi dataa ja siitä muodostettu slt-verkko



FARO Laser ScanArm V3:n skannattu data parasolid pintana.



Skannauslaitteistot ja niiden tarkkuus.

Aramiksella datan skannaukseen käytettiin 12MPix kameraa 75mm linssillä, jolloin tarkkuus vaihtelee välillä 0.01mm/pix-0.36mm/pix. Tässä käytetty mittaus alue 105x110, jolloin mittaus tarkkuus periaateesa 0.04mm/pix

4.4 75 mm Lens (ARAMIS 12M)

Sensor	Lens	Measuring volume [mmxmm]	Comment	Min. length camera support [mm]	Distance ring [mm]	Measuring distance [mm]	Slider distance [mm]	Camera angle [°]	Calibration Object	Aperture dependent depth of field [mm]									
										1,4	2	2,8	4	5,6	8	11	16	22	32
ARAMIS 12M	Titanar A 75mm	35 x 26	---	500	37,5	295	92	25	CQ/CP20 30x24	---	---	---	---	n.a.	n.a.	n.a.	n.a.	1	---
		50 x 38	---	500	25	330	106	25	CQ/CP20 55x44	---	---	---	---	n.a.	n.a.	n.a.	n.a.	3,1	---
		65 x 49	---	500	25	370	124	25	CQ/CP20 55x44	---	---	---	---	n.a.	n.a.	n.a.	1,7	7,8	---
		80 x 60	---	500	12,5	410	142	25	CQ/CP20 55x44	---	---	---	---	n.a.	n.a.	n.a.	5,2	14	---
		100 x 75	---	500	12,5	465	166	25	CP20 90x72	---	---	---	---	n.a.	n.a.	1,1	12	24	---
		125 x 95	---	500	12,5	545	202	25	CP20 90x72	---	---	---	---	n.a.	n.a.	7,8	24	44	---
		150 x 110	---	500	---	620	234	25	CP20 175x140	---	---	---	---	n.a.	3	16	39	67	---
		175 x 130	---	500	---	700	270	25	CP20 175x140	---	---	---	---	n.a.	9,8	28	59	96	---
		200 x 150	---	500	---	775	304	25	CP20 175x140	---	---	---	---	n.a.	18	41	81	130	---
		250 x 190	---	500	---	935	374	25	CP20 250x200	---	---	---	---	12	41	77	140	210	---
		300 x 230	---	800	---	1090	444	25	CP20 250x200	---	---	---	---	28	69	120	210	>300	---
		350 x 260	---	800	---	1250	514	25	CP20 350x280	---	---	---	---	51	110	180	300	>350	---
		400 x 300	---	800	---	1405	584	25	CP20 350x280	---	---	---	---	77	150	240	400	>400	---
		500 x 380	---	800	---	1725	688	24	CC20 500x400	---	---	---	---	150	270	410	>500	>500	---
		750 x 560	2)	1200 fixed	---	2500	---	27	CC20 700x560	---	---	---	---	400	650	>750	>750	>750	---
		1000 x 750	2)	1600 fixed	---	3250	---	27	CC20 1000x800	---	---	---	---	760	>1000	>1000	>1000	>1000	---
		1250 x 940	2)	1600 fixed	---	4090	---	22	CC20 1400x1120	---	---	---	---	>1250	>1250	>1250	>1250	>1250	---
		1500 x 1150	2)	1600 fixed	---	4870	---	19	CC20 1400x1120	---	---	---	*	>1500	>1500	>1500	>1500	>1500	---

Legend

1) without laser pointer
2) For further information please refer to the user information Hardware for ARAMIS (Fixed Base).
MS Slider distance at Mech. Stop

--- Lens cannot be adjusted to the aperture value.
n.a. It is not possible to focus the complete measuring volume.
* Resolution limited by aperture.

Holovision

Alla ote holovisionin käyttöohjeesta: nimellinen tarkkuus 0.13mm/pix, todellinen noin 0.2mm/pix

Systeemin mitta-alue on noin 100mm leveä ja noin 75mm korkea syvyys alue on +-15mm eli yhteensä noin 30mm. Laitteisto asetetaan siten että mitattava kappale on noin 220mm etäisyydellä kameran linssistä jolloin syvyys mitta-alueen nolla piste on tällä etäisyydellä. Siis mitattava kappale voi olla +-15mm korkuinen. Jos kappale vaatii, voidaan varata koko Z mitta-alue yhteen suuntaan siirtämällä kameraa joko lähemmäs tai kauemmas kappaleesta. Kameran CCD kennon koko on 768x576 pikseliä eli yhteensä 442368 tämä on myös maksimi mittapisterivien määrä. Laitteiston tarkkuus on nimellisesti 0.13mm/pikseli mutta käytännössä noin 0.15-0.2mm/pikseli. Laitteiston tarkkuutta on mahdollista nostaa mutta mitta-alue luonnollisesti pienenee. Ja luonnollisesti laitteisto on kalibroitava uudelleen. Huomioitavaa on myös se että kuva, joka mittauksen jälkeen nähdään, on jo käsitelty esim. linsseistä aiheutuva ”tyyny” vääristymä on korjattu.

VTT:n ScanArmin nimellinen tarkkuus 0.0014mm/pix

FARO Laser ScanArm® V3

Laser Line Probe V3 Specifications

Accuracy:	.0014" (35µm)	**Points per line:**	640 points/line
Repeatability:	±.0014" (±35µm, 2σ)	**Scan Rate:**	30 frames/second
Stand-off:	3.75" (95mm)		30fps x 640points/line = 19,200 points/sec.
Depth of Field:	3.35" (85mm)	**LASER:**	660nm, CDRH Class II/IEC Class 2M
Effective Scan width:	Near Field 1.34" (34mm) Far Field 2.36" (60mm)	**Weight:**	370g

Performance Specifications (Non-Contact)

Model	**4 ft.** (1.2 m)	**6 ft.** (1.8 m)	**8 ft.** (2.4 m)	**10 ft.** (3.0 m)	**12 ft.** (3.7 m)
Fusion		**±.0032 in.** (±.081 mm)	**±.0034 in.** (±.086 mm)	**±.0049 in.** (±.124 mm)	**±.0063 in.** (±.159 mm)
Platinum	**±.0021 in.** (±.053 mm)	**±.0024 in.** (±.061 mm)	**±.0026 in.** (±.065 mm)	**±.0034 in.** (±.087 mm)	**±.0043 in.** (±.108 mm)
Quantum		**±.0021 in.** (±.054 mm)	**±.0022 in.** (±.056 mm)	**±.0029 in.** (±.074 mm)	**±.0034 in.** (±.086 mm)

Performance Specifications (Contact)

Model (Range)	*Single Point Articulation Performance Test* (Max-Min)/2			*Volumetric Maximum Deviation*			*FaroArm Weight*		
7 axis	Fusion	Platinum	Quantum	Fusion	Platinum	Quantum	Fusion	Platinum	Quantum
4 ft. (1.2 m)		**±.0007 in.** (±.018 mm)			**.0010 in.** (.025 mm)			**20.5 lbs.** (9.3 kg)	
6 ft. (1.8 m)	**±.0018 in.** (±.046 mm)	**±.0010 in.** (±.026 mm)	**±.0007 in.** (±.019 mm)	**.0025 in.** (.064 mm)	**.0015 in.** (.037 mm)	**.0011 in.** (.027 mm)	**21 lbs.** (9.5 kg)	**21 lbs.** (9.5 kg)	**21 lbs.** (9.5 kg)
8 ft. (2.4 m)	**±.0020 in.** (±.051 mm)	**±.0012 in.** (±.030 mm)	**±.0008 in.** (±.021 mm)	**.0028 in.** (.071 mm)	**.0017 in.** (.043 mm)	**.0012 in.** (.030 mm)	**21.5 lbs.** (9.75 kg)	**21.5 lbs.** (9.75 kg)	**21.5 lbs.** (9.75 kg)
10 ft. (3.0 m)	**±.0035 in.** (±.089 mm)	**±.0020 in.** (±.052 mm)	**±.0015 in.** (±.039 mm)	**.0049 in.** (.124 mm)	**.0029 in.** (.073 mm)	**.0022 in.** (.055 mm)	**22 lbs.** (9.98 kg)	**22 lbs.** (9.98 kg)	**22 lbs.** (9.98 kg)
12 ft. (3.7 m)	**±.0049 in.** (±.124 mm)	**±.0029 in.** (±.073 mm)	**±.0020 in.** (±.051 mm)	**.0069 in.** (.175 mm)	**.0041 in.** (.103 mm)	**.0028 in.** (.072 mm)	**22.5 lbs.** (10.21 kg)	**22.5 lbs.** (10.21 kg)	**22.5 lbs.** (10.21 kg)

FaroArm Test Methods - (Test methods are a subset of those given in the B89.4.22 standard.)

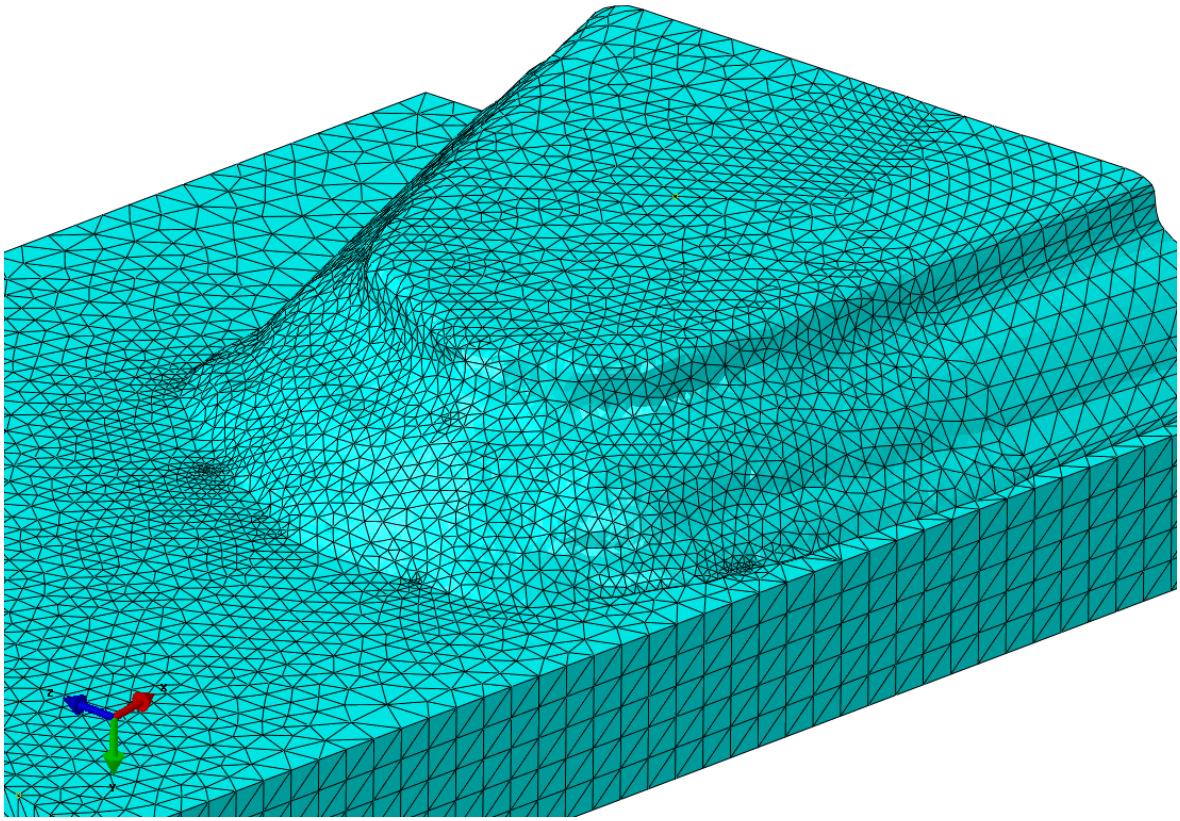
Single Point Articulation Performance Test (Max-Min)/2: *The probe of the FaroArm is placed within a conical socket, and individual points are measured from multiple approach directions. Each individual point measurement is analyzed as a range of deviations in X, Y, Z. This test is a method for determining articulating measurement machine repeatability.*

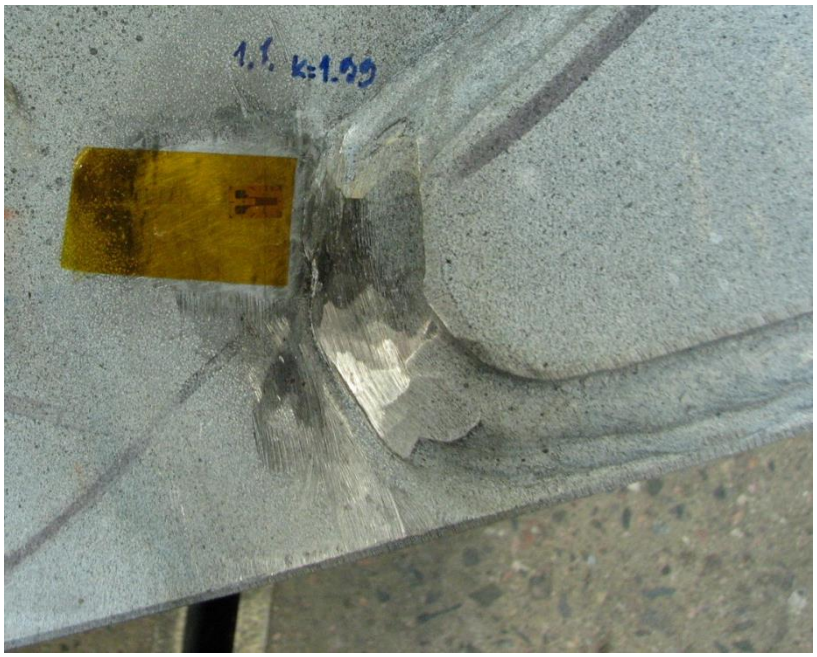
Volumetric Maximum Deviation: *Determined by using traceable length artifacts, which are measured at various locations and orientations throughout the working volume of the FaroArm. This test is a method for determining articulating measurement machine accuracy.*

Hardware Specifications

Operating Temp range:	10°C to 40°C (50°F to 104°F)	**Certifications:**	MET (UL, CSA Certified) • CE Compliance • Directive 93/68/EEC, (CE Marking) • Directive 89/336/EEC, (EMC) • FDA CDRH, Subchapter J of 21 CFR 1040.10 Electrical Equipment for Measurement, Control & Lab Use **EN 61010-1:2001, IEC 60825-1, EN 61326** Electromagnetic Compatibility (EMC) **EN 55011, EN 61000-3-2, EN 61000-3-3, EN 61000-4-4, EN 61000-4-5, EN 61000-4-6, EN 61000-4-8, EN 61000-4-11**
Temperature Rate:	3°C/5min. (5.4°F/5min.) Max		
Operating Humidity range:	0 - 95%, noncondensing		
Power Supply:	Universal worldwide voltage 85-245VAC, 50/60 Hz		

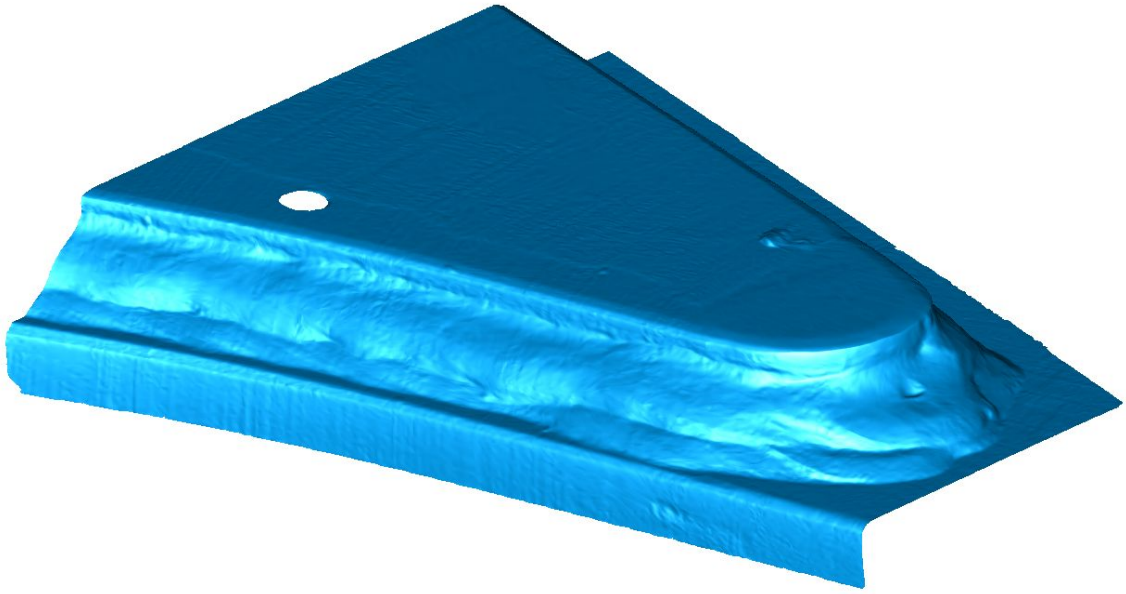
Holovisionilla tehty todellisen geometrian alimalli.



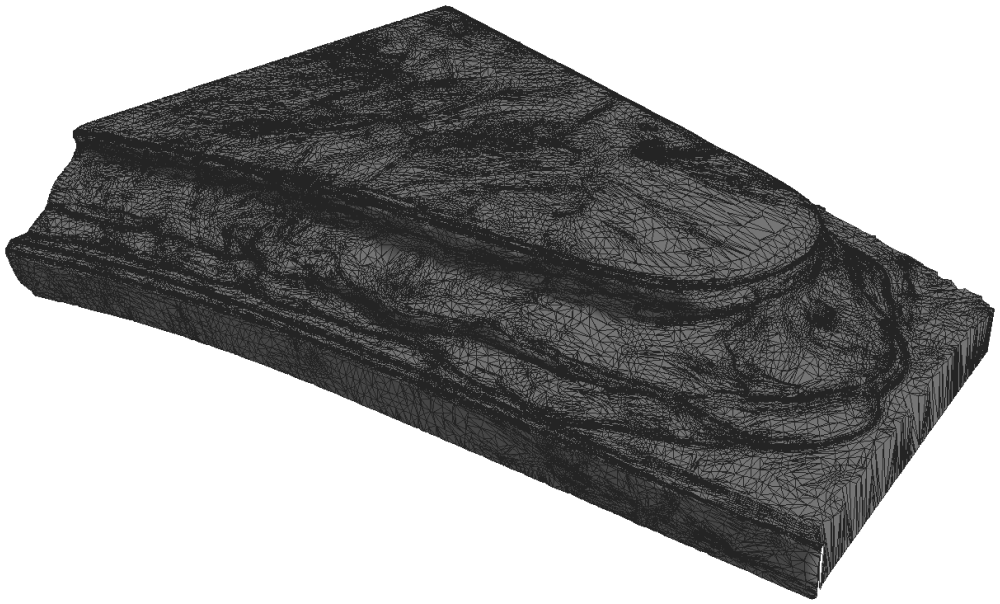


Todellisen geometrian alimallin luomisvaiheet.

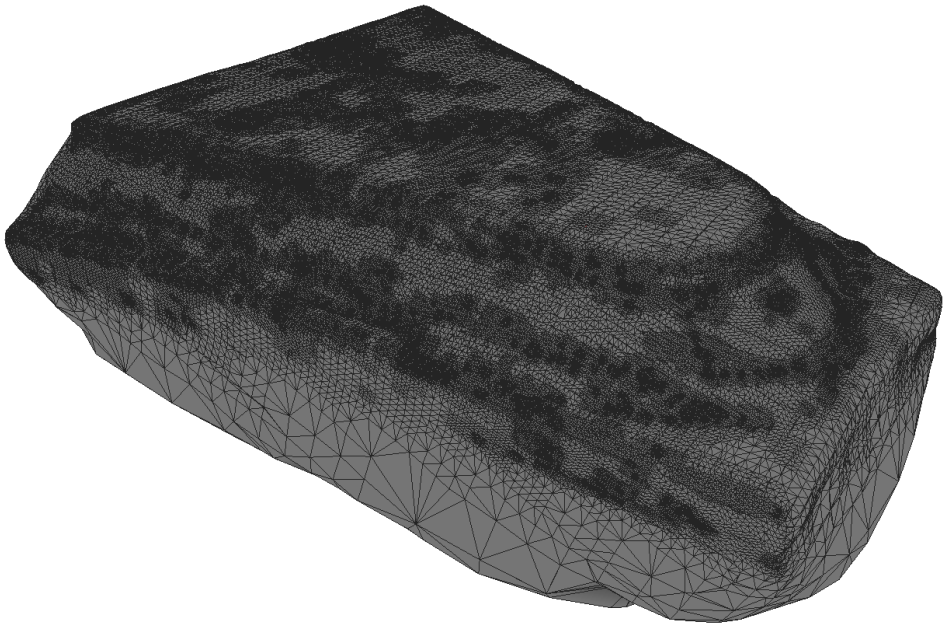
VTT:ltä saatu skannattu pinta



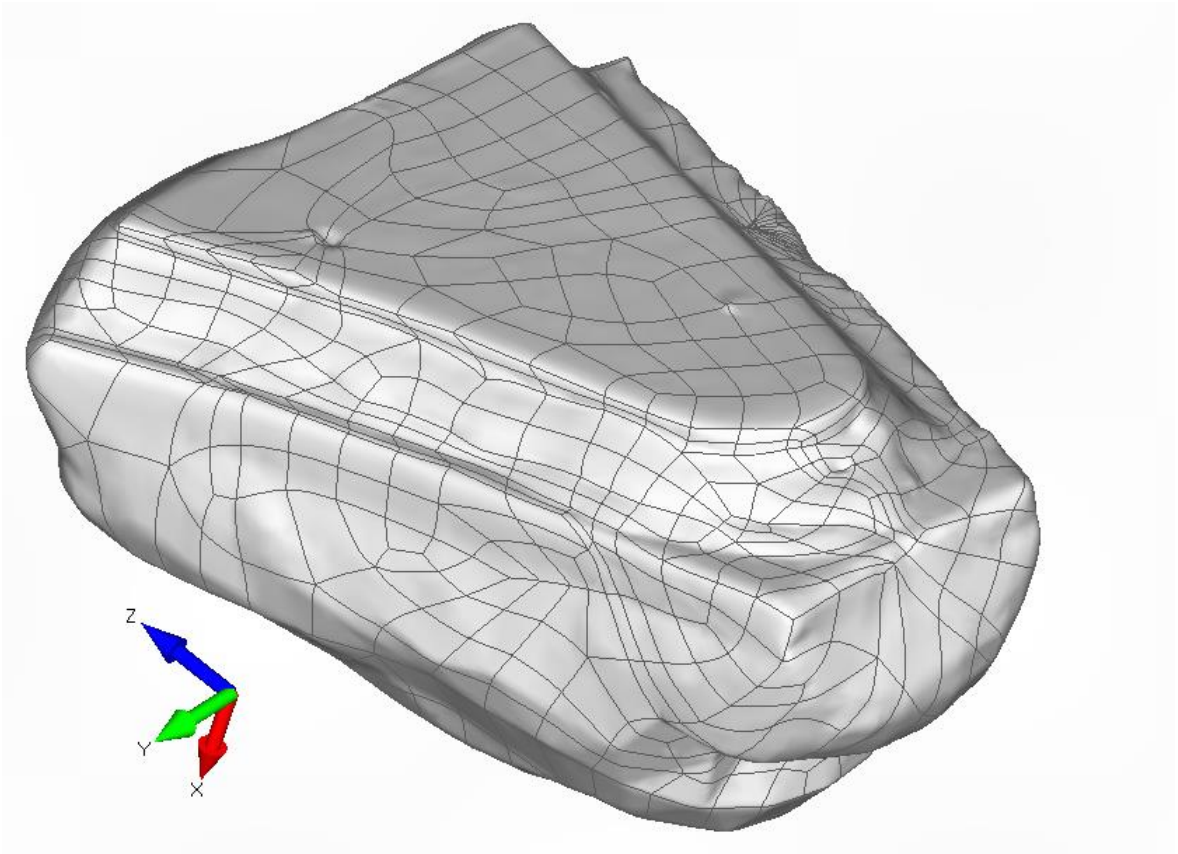
Pinnasta muodostettu SLT-pinta



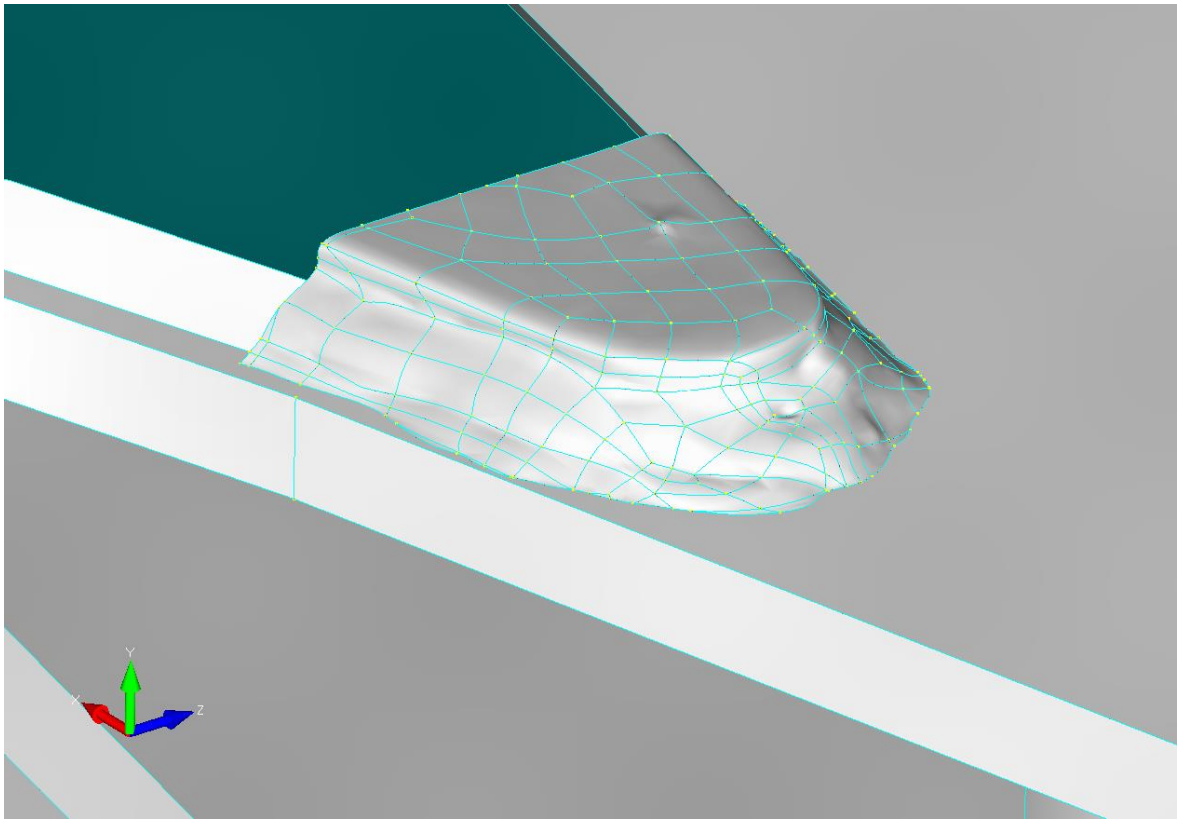
STL-pinnasta meshlab ohjelmalla muodostettu yhtenäinen kappale



Geomatic desing ohjelmalla STL-geometriasta muokattu solidi.

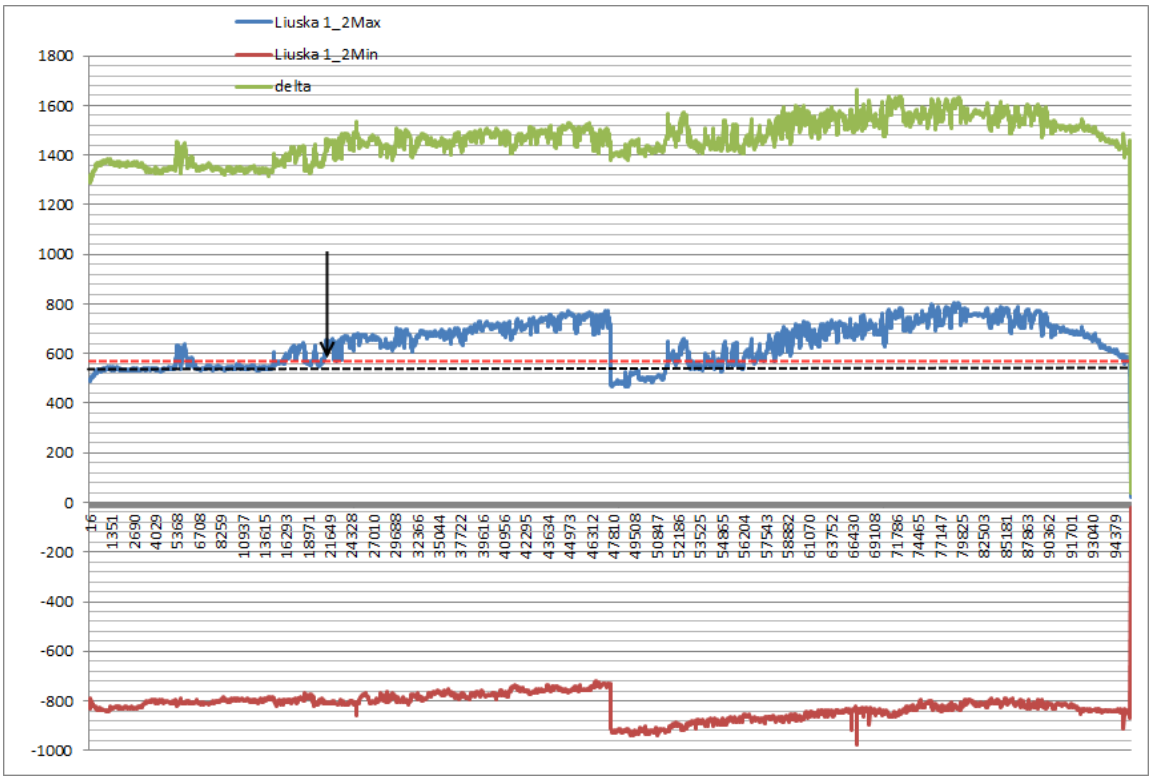


Geomaticilla tehty solidi geometria liitettynä Femapissa 3D cad geometriaan. Malli on tästä eteenpäin laitettu Abaqukseen ja leikattu alimalliksi, jolloin kuvassa näkyvällä epäjatkuvuudella ei ole ollut väliä.

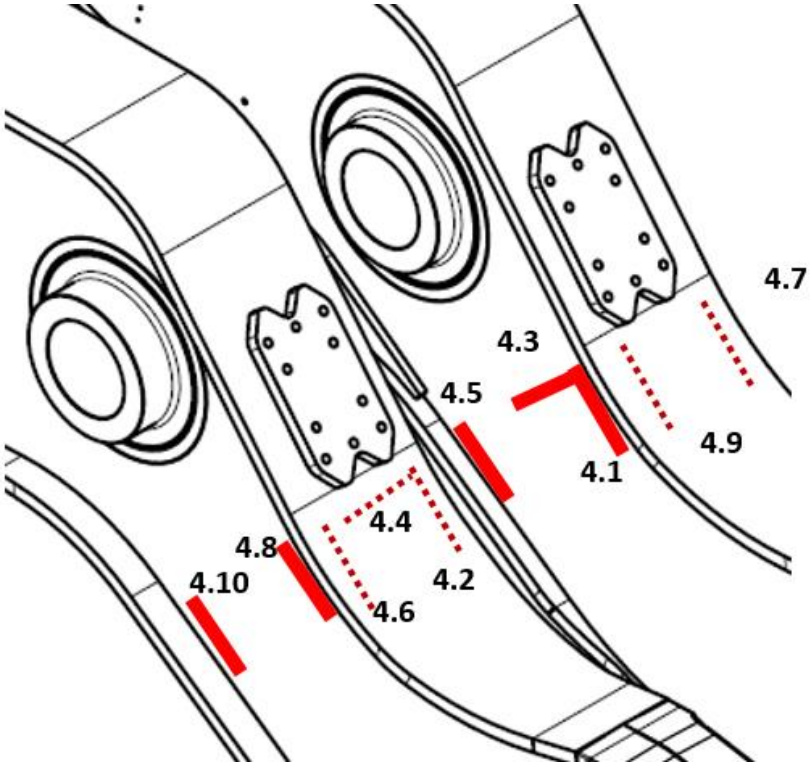


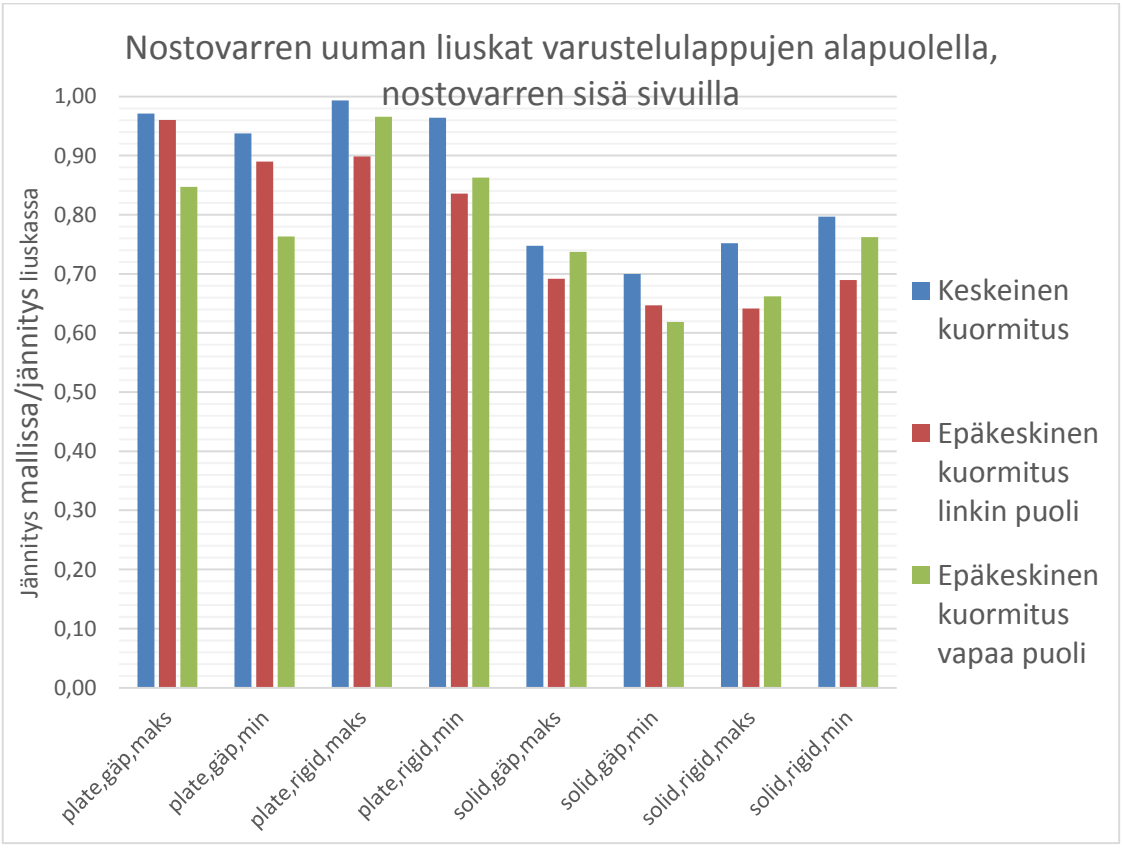
Palstalevyn kärjen venymäliuskan data.

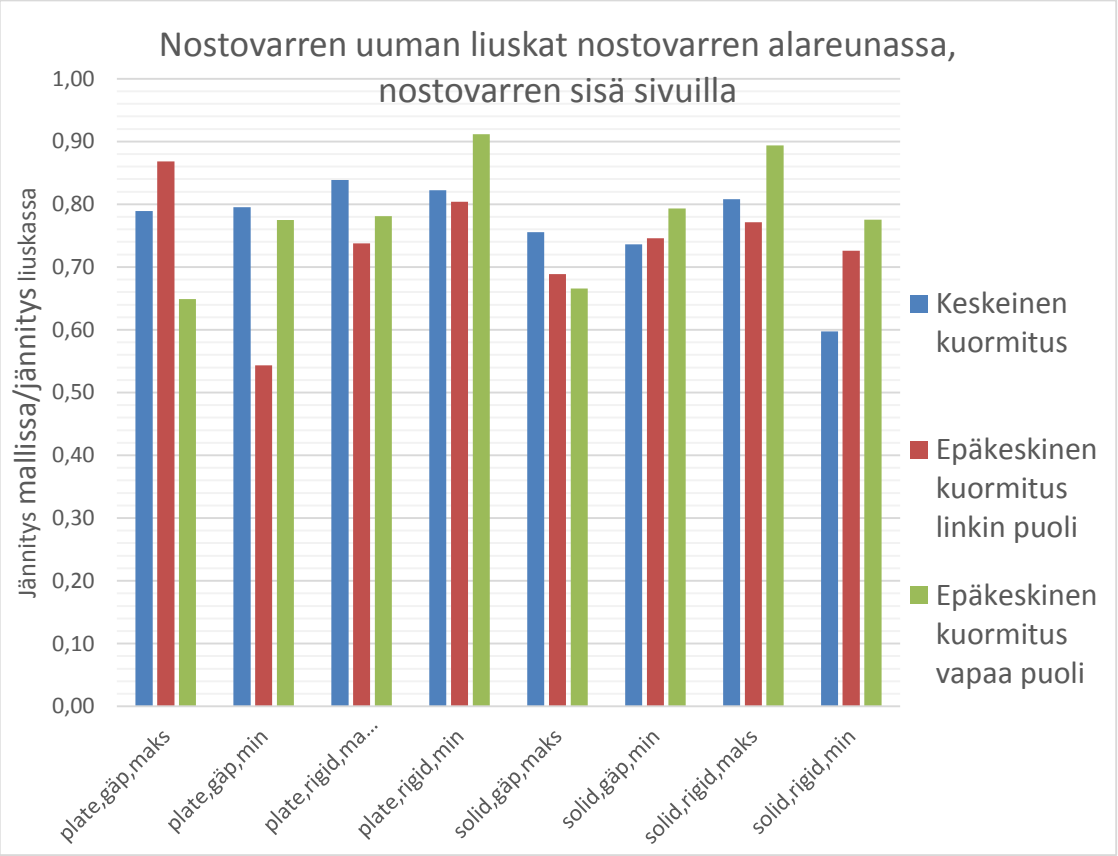
Liuskan 1_2 data dynaamiselta 1 vaiheelta, jossa etulinkki oli keskellä, sekä dynaamiselta 2 vaiheelta, jossa etulinkki oli vasemmalla puolella. Särön katsottiin syntyneen kun liuskan arvoissa oli noin 5% muutos. Kokonais kestoikä 76 000 (dyn 1) + 21 500 (dyn 2) = 97 500 sykliä.

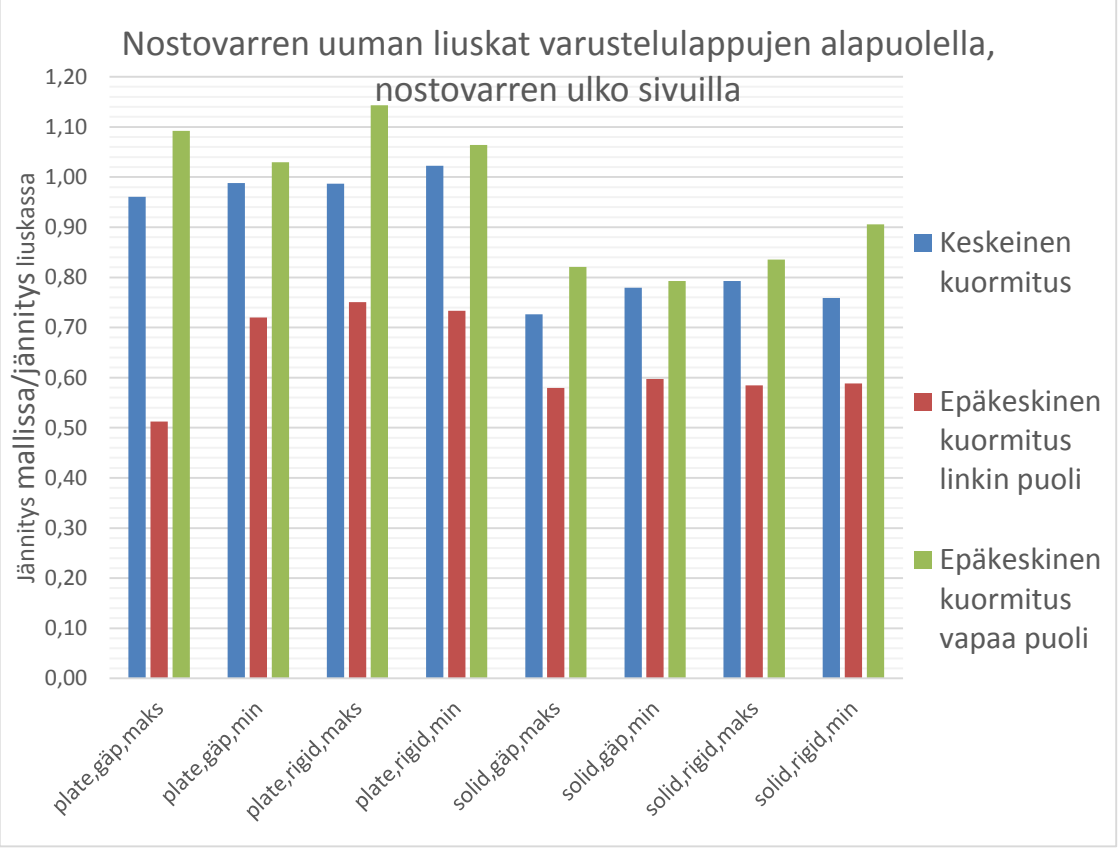


Rakenteen venymäliuskojen ja FE-mallin jännitysten vastaavuus.



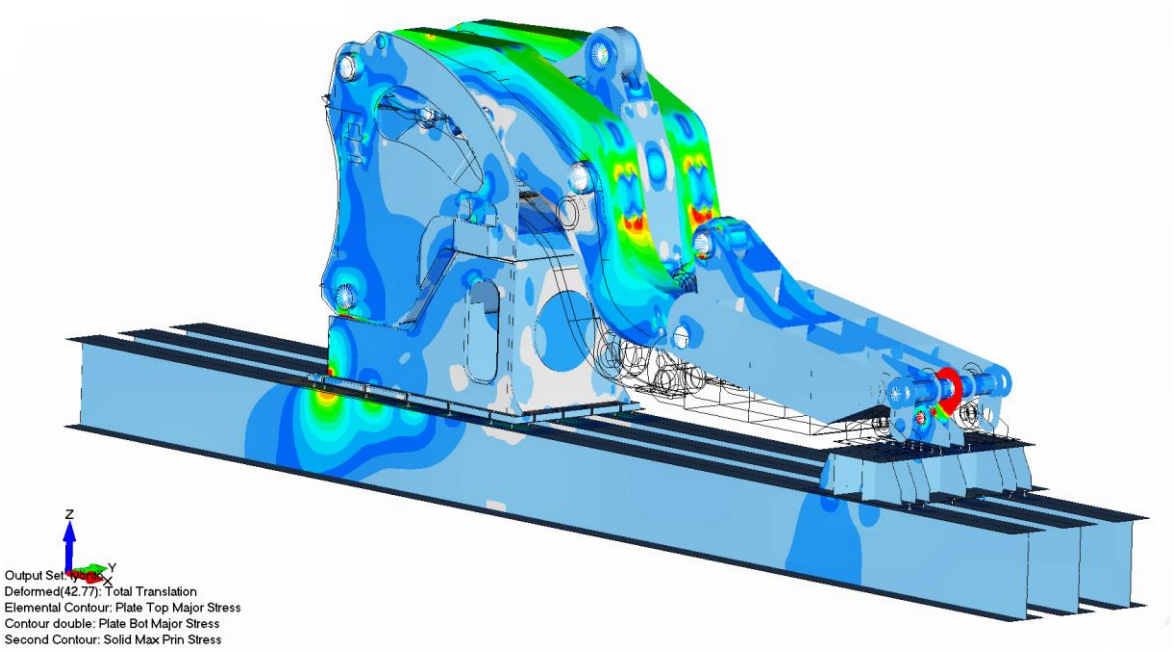


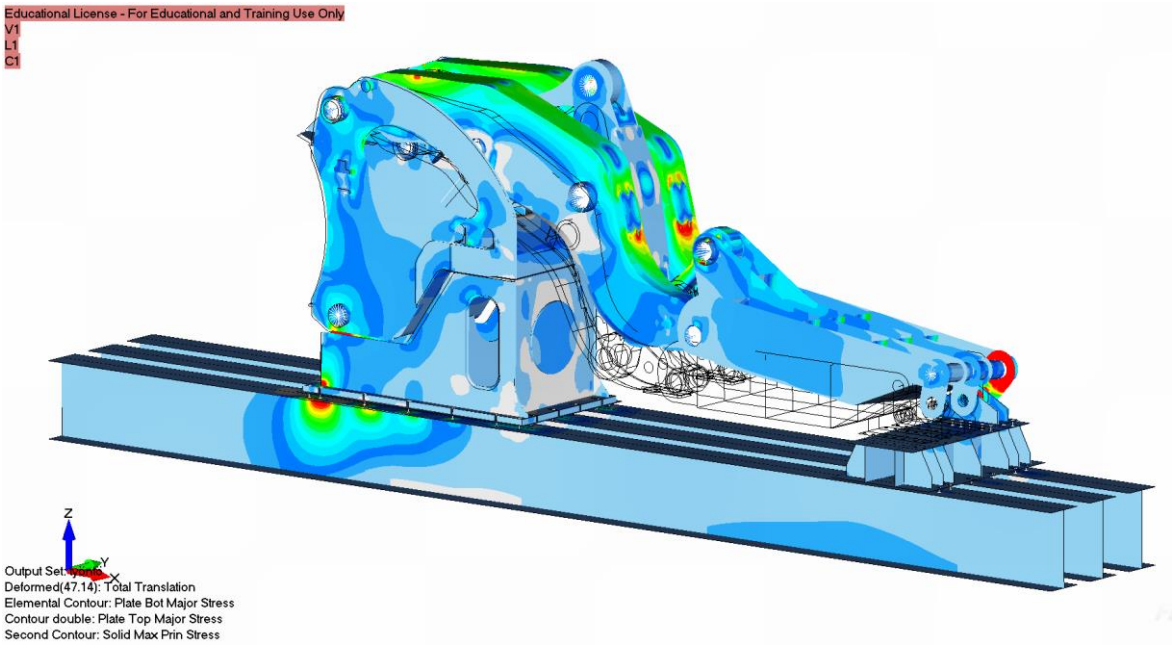

Nostovarren uuman liuskat nostovarren alareunassa, nostovarren sisä sivuilla
Jännitys mallissa/jännitys liuskassa
1,00
0,90
0,80
0,70
0,60
0,50
0,40
0,30
0,20
0,10
0,00
plate,gäp,maks
plate,gäp,min
plate,rigid,ma...
plate,rigid,min
solid,gäp,maks
solid,gäp,min
solid,rigid,maks
solid,rigid,min
Keskeinen kuormitus
Epäkeskinen kuormitus linkin puoli
Epäkeskinen kuormitus vapaa puoli


Nostovarren uuman liuskat varustelulappujen alapuolella, nostovarren ulko sivuilla
Jännitys mallissa/jännitys liuskassa
1,20
1,10
1,00
0,90
0,80
0,70
0,60
0,50
0,40
0,30
0,20
0,10
0,00
plate,gäp,maks
plate,gäp,min
plate,rigid,maks
plate,rigid,min
solid,gäp,maks
solid,gäp,min
solid,rigid,maks
solid,rigid,min
Keskeinen kuormitus
Epäkeskinen kuormitus linkin puoli
Epäkeskinen kuormitus vapaa puoli

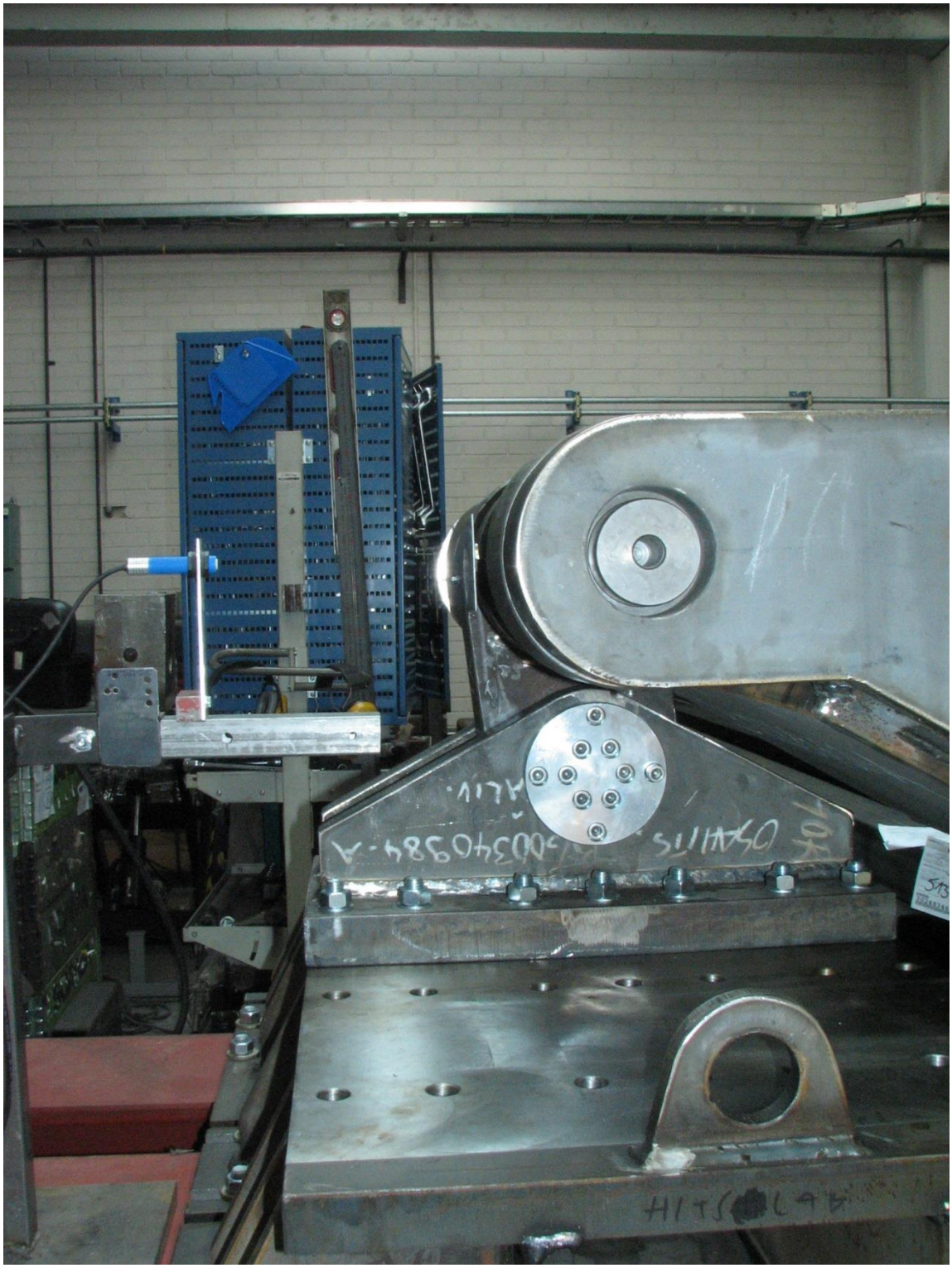
Koko väsytyskokeen mallin pääjännitykset työntökuormalla.

Maksimi pääjännitykset koko väsytyskokeen malleissa GÄP-nivelillä etulinkin ollessa keskellä sekä vasemmalla sivussa. Deformaatio skaalattu kuvissa 10- kertaiseksi. Mustilla ääriviivoilla osoitettu deformoitumaton muoto.

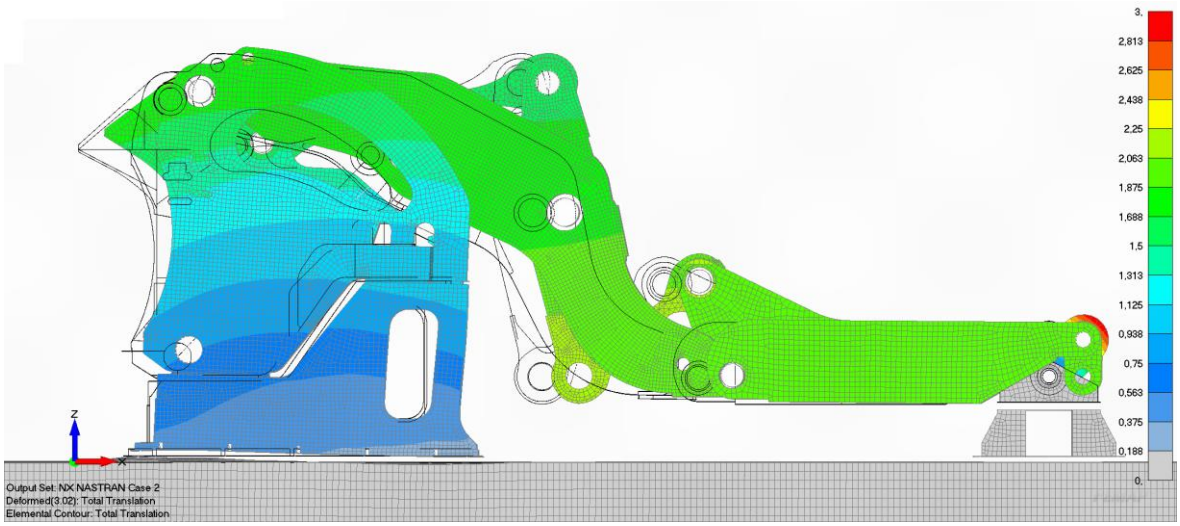


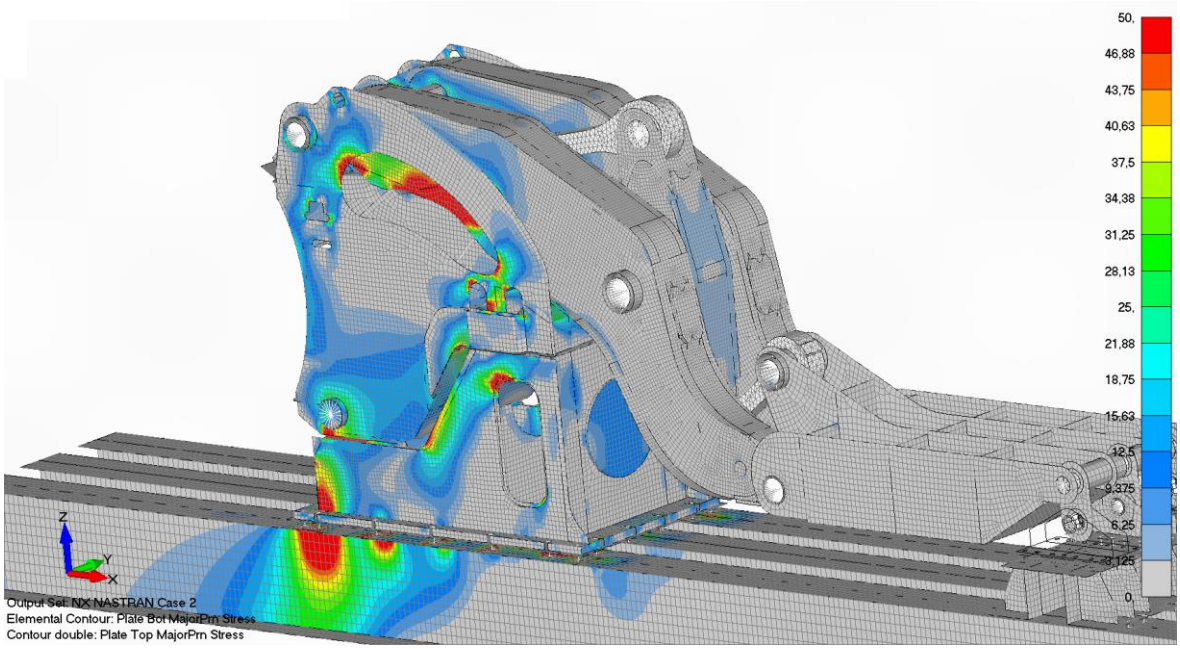


Siirtymän mittaus valekauhan kärjestä väsytyskokeessa.



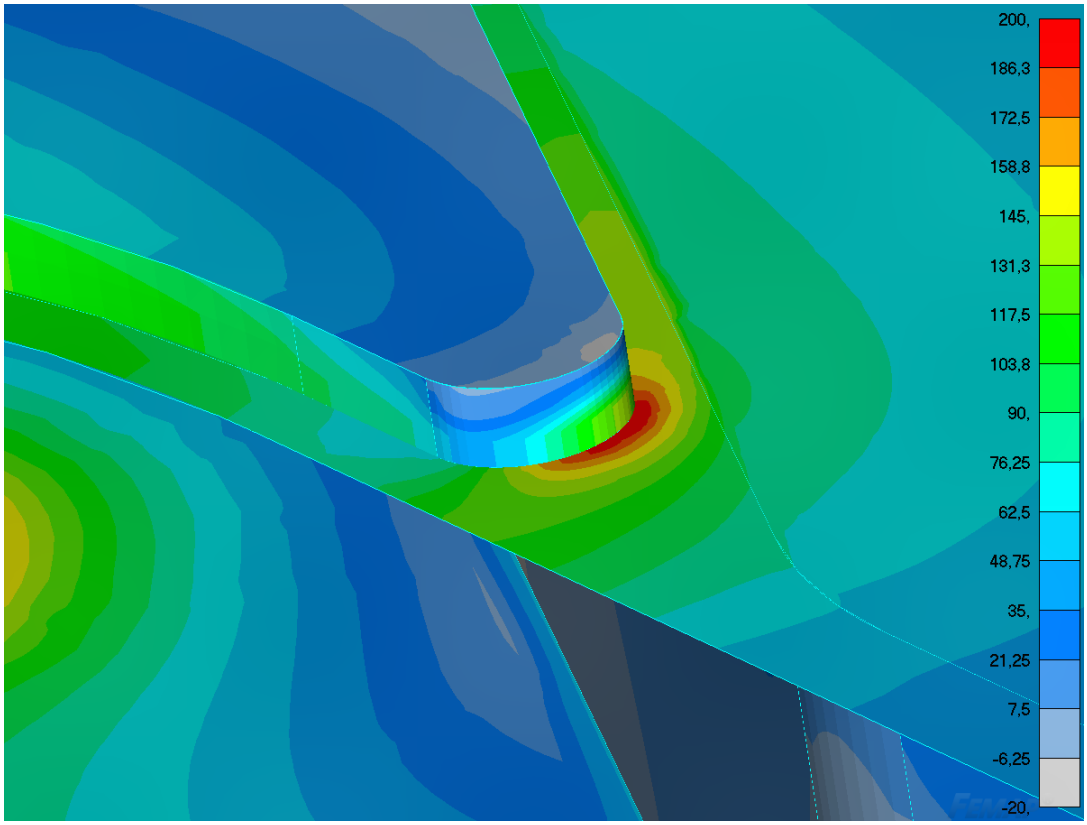
Gap-mallin siirtymät ja maksimi pääjännitykset lineaarisella analyysillä

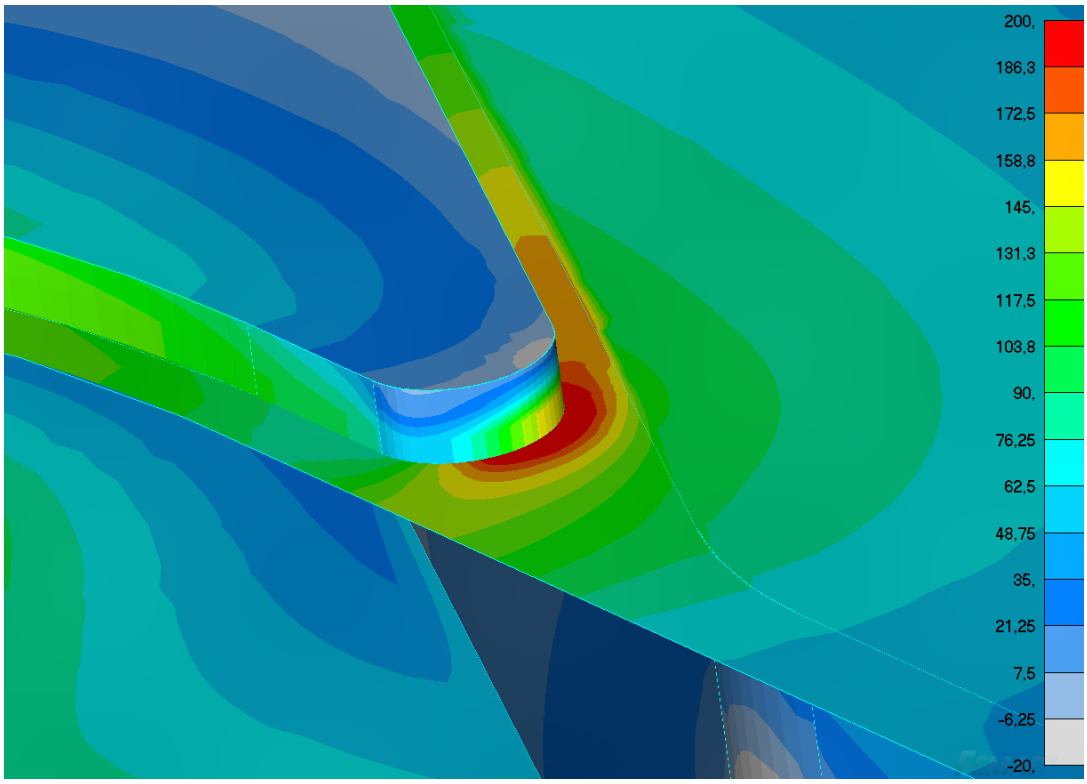




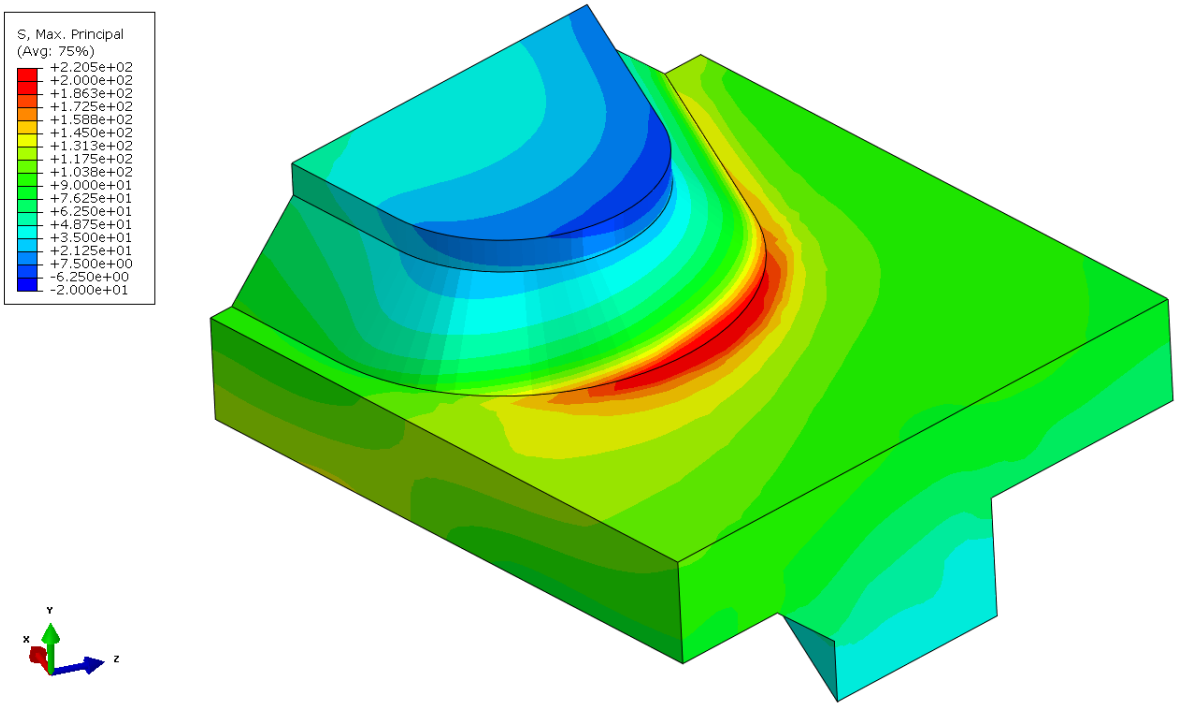
Palstalevyn kärjen pääjännitykset eri malleilla.

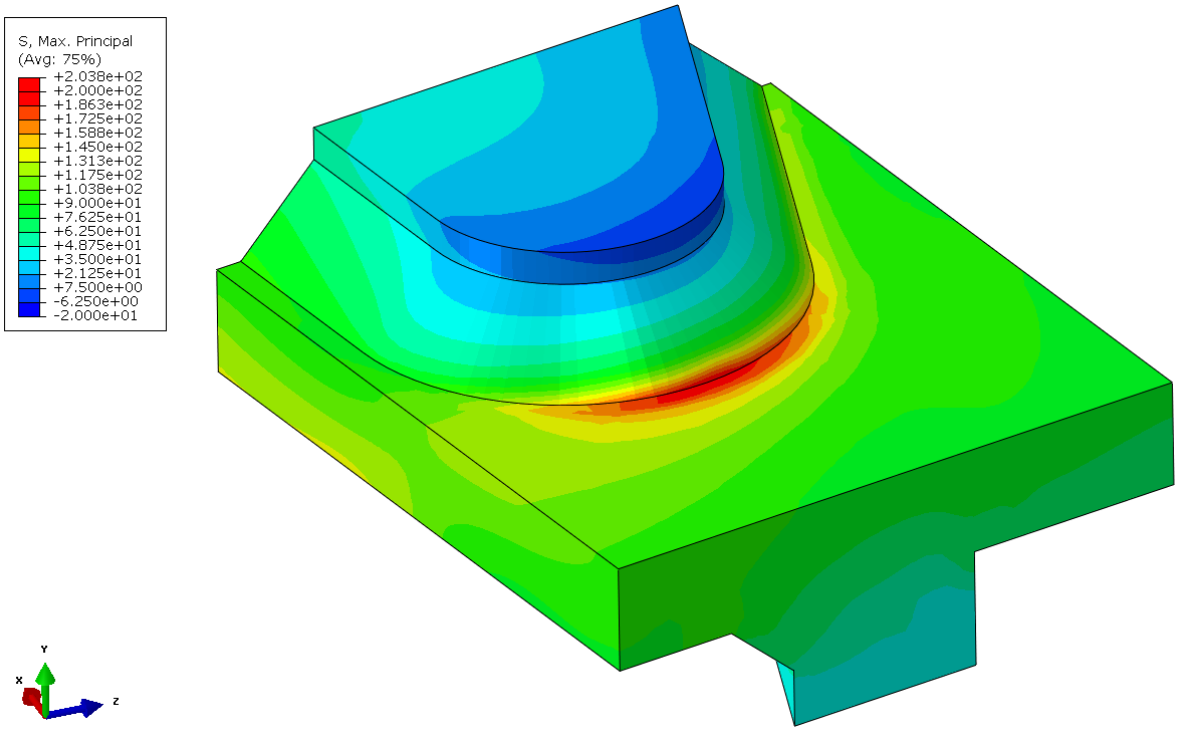
Ylemmässä kuvassa maksimi pääjännitykset gäp-nivelillä ja alemmassa kuvassa rigid-nivelillä





Ylemmässä kuvassa jännitykset gäp-nivelillä ja alemmassa kuvassa jännitykset rigidi nivelillä solidi malleissa.





Ekvivalentti jännityksen laskenta periaate.

Linkki keskellä

Jännitys maksimi LK $\sigma_1 := 147.584\text{MPa}$

Jännitys minimi LK $\sigma_2 := -220.126\text{MPa}$

prosentuaali osuus jolla paine 150bar $\alpha := 0.112369231$

prosentuaali osuus jolla paine 200bar $\beta := 0.667117949$

Jännity vaihtelu työntö-lepo $\Delta\sigma_1 := \sigma_1 - 0 = 147.58\,\text{MPa}$

Jännity vaihtelu työntö-veto $\Delta\sigma_2 := \sigma_1 - \sigma_2 = 367.71\,\text{MPa}$

Linkki sivulla

Jännitys maksimi LS $\sigma_3 := 132.655\text{MPa}$

Jännitys minimi LS $\sigma_4 := -264.265\text{MPa}$

prosentuaali osuus jolla paine 200bar $\gamma := 0.220512821$

Jännity vaihtelu työntö-lepo $\Delta\sigma_3 := \sigma_3 = 132.66\,\text{MPa}$

Jännity vaihtelu työntö-veto $\Delta\sigma_4 := \sigma_3 - \sigma_4 = 396.92\,\text{MPa}$

Referenssi syklien määrä) $N_{ref} := 1$

Ekvivalentti jännitys

$$\Delta\sigma_{ekv} := \sqrt[3]{\frac{\alpha\cdot\left[\frac{7}{8}\left(0.75\Delta\sigma_1\right)^3 + \frac{1}{8}\cdot\left(0.75\Delta\sigma_2\right)^3\right] + \beta\cdot\left[\frac{7}{8}{\Delta\sigma_1}^3 + \frac{1}{8}\cdot\left(\Delta\sigma_2\right)^3\right] + \gamma\cdot\left(\frac{7}{8}{\Delta\sigma_3}^3 + \frac{1}{8}\cdot{\Delta\sigma_4}^3\right)}{N_{ref}}}$$

$\Delta\sigma_{ekv} = 205.07\,\text{MPa}$

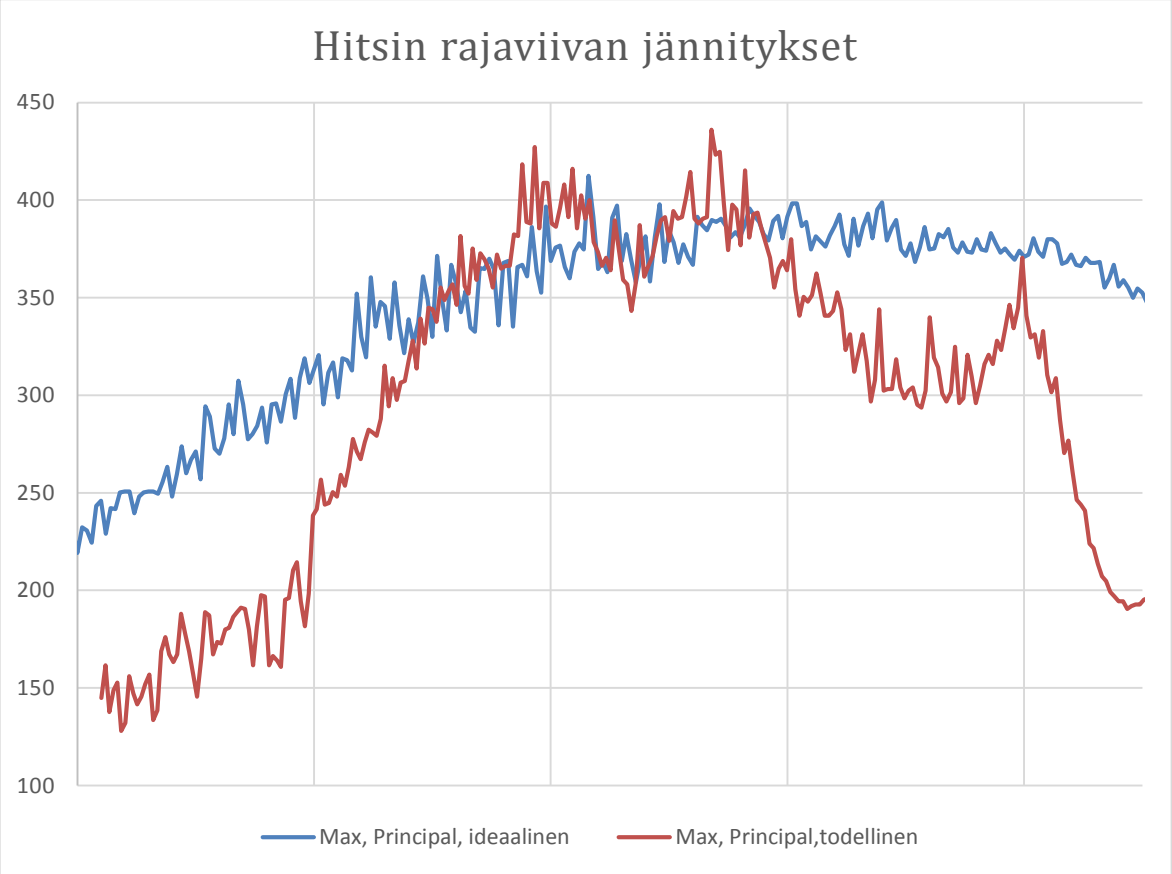
FAT-Luokka $FAT := 100\text{MPa}$

Kestoikä $N := \left(\frac{FAT}{\Delta\sigma_{ekv}}\right)^3 \cdot 2\cdot 10^6 = 231898.96$

Liite XIII

FE-mallin hot spot- ja ekvivalentti jännitykset

Palstalevyn kärki	x normal stress												
linkki keskellä													
veto sykli	oikea puoli				vasen puoli			FAT ensa	FAT hs	150bar kuormituksia	200 bar kuormituksia	200 bar kuormituksia linkki sivulla	total
	0.4t (6mm)	1.0t (15mm)	sigmahs	sigma hs ekv	0.4t (6mm)	1.0t (15mm)	sigmahs	225	100	10956	65044	21500	97500
solidi	130,7	105,5	147,584						m	0,112369231	0,667117949	0,220512821	prosentti osuudet
solidi tod	127,1	104,1	142,51						3				
solid rigid	129,5	104,5	146,25										
laatta rigidit	153,9	143,9	160,6								sigmahs ekv	kestoikä	
laatta gapit	133,9	124,7	140,064						solidi		205,0739023	231899	231000
solidi uusiripa	112,7	95,7	124,09		118,2	100,8	129,858		solidi tod		205,1189569	231746	231000
työntö sykli									solid rigid		215,6677326	199377	199000
solidi	-194,8	-157	-220,126				0		laatta rigidit		239,2406353	146058	146000
solidi tod	-190,2	-155,1	-213,717						laatta gäpit		196,2250521	264708	264000
solid rigid	-191,5	-154,8	-216,089						uusiripa oikea		167,3216017	426947	426000
laatta rigidit	-227,5	-212,1	-237,818				0		uusiripa vasen		175,7790972	368238	368000
laatta gapit	-188,8	-179,1	-195,299				0						
solidi uusiripa	-160,5	-137,2	-176,111		-169,1	-145,5	-184,912				vain keskisellä kuormituksella		
											sigma hs ekv	kestoikä	
Palstalevyn kärki									solidi		208,2200599	221545,1742	221000
linkki sivulla									solidi tod		201,513648	244408,6658	244000
veto sykli	oikea puoli				vasen puoli (linkin puoli)				solid rigid		205,5412796	230320,6238	230000
	0.4t (6mm)	1.0t (15mm)			0.4t (6mm)	1.0t (15mm)			laatta rigidit		225,9134964	173461,6465	173000
solidi	114,9	88,4	132,655				0		laatta gäpit		192,3711117	280937,9643	280000
solidi tod	145,1	118	163,257						uusiripa oikea		171,6078083	395748,1207	395000
solid rigid	155,3	124,6	175,869						uusiripa vasen		179,8199317	343966,7874	343000
laatta rigidit	186	152,1	208,713				0						
laatta gapit	149,5	131,4	161,627				0				kuormitus sivulla		
solidi uusiripa	111,2	95,1	121,987		119,6	101,1	131,995				sigma hs ekv	kestoikä	
työntö sykli									solidi		214,4275277	202856,2443	202000
solidi	-231,1	-181,6	-264,265				0		solidi tod		232,8281104	158461,4974	158000
solidi tod	-221,6	-179,4	-249,874						solid rigid		258,8979958	115250,7951	115000
solid rigid	-246,3	-181,9	-289,448						laatta rigidit		291,3721797	80851,06542	80000
laatta rigidit	-270,3	-221	-303,331				0		laatta gäpit		223,7093382	178639,5668	178000
laatta gapit	-213,4	-188,8	-229,882				0		uusiripa oikea		169,4774519	410860,3376	410000
solidi uusiripa	-160,65	-139	-175,156		-163,4	-139,4	-179,48		uusiripa vasen		179,5619694	345451,3672	345000

Hitsin rajaviivan jännitykset ja alue josta ne on otettu.

Hitsin rajaviivan jännitykset ilman käyrien keskiarvoistamista. Käyrissä on selvästi huomattavissa kuinka datassa on paljon häiriöitä, johtuen hitsin rajaviivalle syntyvästä singulariteetista kun hitsin pyöristystä ei ole mallinnettu.