

## 3R-menetelmän käyttö vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten väsymisanalysoinnissa

Timo Nykänen, Heli Mettänen<sup>1</sup>, Antti Ahola, Tuomas Skriko, Olli-Pekka Hämäläinen ja Timo Björk

**Tiivistelmä.** Tutkimuksessa analysoitiin hitsatussa tilassa olevien, HFMI-vasaroitujen ja LTT-lisäaineella hitsattujen liitosten kokeellisia väsytyскоetuloksia uudella 3R-menetelmällä, joka ottaa huomioon materiaalin lujuuden ja rakenteen jäännösjännitystilaksi paikallisen jännityssuhteen vaikutuksen. Työssä keskityttiin tutkimaan 3R-menetelmän soveltuvuutta vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten analysointiin. Rakenteen murtumaan johtaneet ekvivalentit vakioamplitudikuormitusvaihtelut lovi-jännitystasolla määritettiin käyttämällä keskiarvoista ”master”  $S-N$  -käyrää ja Palmgren-Miner:n lineaarisesta kumulatiivisista vauriosummaa. Käyttämällä yksinkertaistettua arviota hitsausliitosten jäännösjännityksistä lineaariset vauriosummat muodostuivat hyvin samanlaisiksi kuin tapauksissa, joissa laskenta perustui nimellisiin vakioamplitudisiin  $S-N$  -käyriin, jotka johdettiin kokeellisesti vastaavista vaihtuva-amplitudisesti kuormitettua koekappaleista. Kaikki murtumaan johtaneet laskennalliset ekvivalentit vakioamplitudiset lovi-jännitysvaihtelut olivat karakteristisen ”master”  $S-N$  -käyrän yläpuolella tapauksesta riippumattomassa referenssilovi-jännityssysteemissä. Karakteristinen ”master”  $S-N$  -käyrä vastasi vauriosummaa 0.174 murtumahetkellä.

*Avainsanat:* hitsausliitokset, väsymiskestävyys, vaihtuva-amplitudinen kuormitus, tehollinen lovi-jännitys, paikallinen jännityssuhde

*Vastaanotettu 9.9.2016. Hyväksytty 8.12.2016. Julkaistu verkossa 30.12.2016.*

### Symboliluettelo

$C$	väsymiskapasiteetti
$f_u$	materiaalin nimellinen murtolujuus
$f_y$	materiaalin nimellinen myötölujuus
$H$	syklinen muokauslujittumiskerroin
$K_f$	loven vaikutusluku
$K_m$	rakenteellisen jännityksen konsentraatiokerroin
$K_t$	lovi-jännityskerroin
$l$	väsytyскоekappaleen kiinnityspisteiden välisen etäisyyden puolikas
$m$	$S-N$ -käyrän kaltevuus log-log -asteikolla

<sup>1</sup>Vastuullinen kirjoittaja. heli.mettanen@lut.fi

$N_f$	väsytyssyklar kokonaislukumäärä murtumishetkellä
$n$	syklinen muokkauslujittumiseksponentti / väsytyssyklar lukumäärä
$p$	suhteellinen jännitysvaihtelu
$R$	jännityssuhde
$R_m$	murtolujuus, mitattu
$t$	ainevahvuus
$\alpha$	kulmapoikkeaman asteluku
$\Delta\sigma$	jännitysvaihtelu
$\varepsilon$	venymä
$\rho$	loven pyöristyssäde
$\rho_c$	loven pyöristyssäde 1 mm
$\sigma$	jännitys
$\sigma_k$	tehollinen lovijännitys

*Lyhenteet:*

ASW	hitsattu tila (as welded)
CA	vakioamplitudinen kuormitus
CAFL	väsymisraja vakioamplitudisessa kuormituksessa
ENS	tehollinen lovijännitys (effective notch stress)
FAT	väsymisluokka
HAZ	muutosvyöhyke (heat affected zone)
HFMI, HFP	suurtaajuusvasarointi (high frequency mechanical impact)
HSS	korkealujuuksinen teräs
IIW	Kansainvälinen Hitsausinstituutti (International Institute of Welding)
LTT	matala faasitransformaatiolämpötila (low transformation temperature)
MC	termomekaanisesti valssattu ja kylmämuovattava
MSSPD	regressio-analyysi (minimization of the sum of squared perpendicular distances)
QC	suorakarkaistu ja kylmämuovattava
QL	karkaistu ja päästetty sekä mataliin lämpötiloihin soveltuva
SWT	Smith-Watson-Topper
UP/UIT/UPT	ultraäänivasarointi (ultrasonic - peening/impact treatment/peening treatment)
VA	vaihtuva-amplitudinen kuormitus

*Alaindeksit:*

a	amplitudi
char	karakteristinen arvo, vastaa 5 % vauriotodennäköisyyttä
eq	ekvivalentti
L	väsymisraja vakioamplitudiselle kuormitukselle
local	paikallinen arvo
m	keskiarvo
max	maksimi arvo
mean	keskiarvo, vastaa 50 % vauriotodennäköisyyttä
min	minimi arvo
nom	nimellinen arvo
real	todellinen arvo
ref	referenssiarvo
res	jäännös-

## Johdanto

Hitsausliitosten väsymiskestoikä on yleensä laskettu perustuen väsymissärön ydintymiseen ja sitä seuraavaan särönkasvuvaiheeseen. Särön ydintymiseen tarvittavien kuormitusvaihteluiden lukumäärään vaikuttaa rakenteen jännitystila, hitsin geometria, materiaaliominaisuudet sekä mahdolliset materiaali- tai hitsausviat. Särön ydintyminen hitsausliitoksessa liittyy materiaalin väsymiskestävyyteen jännityskeskittymässä, koska

rakenteessa oleva hitsi toimii paikallisen loven tavoin. Loven aiheuttama väsymiskestävyyden heikkeneminen voidaan ilmaista loven vaikutusluvun,  $K_f$ , suhteen. Paikalliseen jännitykseen perustuvilla menetelmillä voidaan määrittää tapauskohtaisesti  $K_f$ :n arvo, joka ottaa huomioon lineaarielastisen jännityskonsentraatiokertoimen,  $K_t$ , lisäksi myös materiaalin loviherkkyyden. [1]

Radaj [1] on esittänyt perusmateriaalin ominaisuuksiin perustuen matalalajuuksisten hitsausliitosten lineaarielastisille jännityksille analysointimallin, jossa hitsin rajaviivalle mallinnetaan  $\rho_c = 1$  mm pyöristys, joka kuvaa väsymisen kannalta huonointa ääritapausta. Tämän seurauksena loven vaikutusluvun maksimiarvoksi saadaan  $K_f = K_{fmax} \approx K_t (\rho = 1 \text{ mm})$ . Kansainvälisen Hitsausinstituutin (IIW) suunnitteluohjeissa [2] tämä analysointimenetelmä tunnetaan tehollisen lovijännityksen menetelmänä, jossa pääjännityksiin perustuva karakteristinen väsymislukokka  $2 \times 10^6$  kuormanvaihtojen lukumäärällä on 225 MPa ja  $S-N$  -käyrän kaltevuus  $m = 3$ . Menetelmää sovelletaan hitsatussa tilassa (ASW) oleville liitoksille ja se on rajattu ainevahvuuksille  $t \geq 5$  mm, kun pyöristyssäteenä käytetään arvoa  $\rho_c = 1$  mm.

Tehollisen lovijännityksen menetelmä on käytännöllinen työkalu rakenteiden väsymisanalysointiin, koska kaikenlaisia hitsausliitoksia voidaan arvioida käyttämällä vain yhtä  $S-N$  -käyrää. Liitoksen tehollinen lovijännitys määritetään yleensä FE-mallien avulla ja siten analysointi on hieman vaativampaa verrattuna esim. nimellisen tai rakenteellisen jännityksen menetelmiin.

3R-menetelmä on kehitetty sovellettavaksi myös lovijännitystasolla, mutta se eroaa IIW:n suosituksissa [2] esitetystä tehollisen lovijännityksen menetelmästä siten, että 3R-menetelmässä hitsausliitosten väsymiskestävyyden arviointia varten muodostetaan ”jatkuva” karakteristinen  $S-N$  -käyrä perustuen materiaalin murtolujuuteen ( $R_m$ ), rakenteen jäännösjännitystilaan ( $\sigma_{res}$ ) ja paikalliseen jännityssuhteeseen ( $R_{local}$ ) [3]. Näiden tekijöiden perusteella se on nimetty 3R-menetelmäksi.  $R_{local}$  -arvon määrittämiseen tarvittavat paikalliset jännitykset lasketaan lovivenymämenetelmän avulla ja  $R_{local}$ :n vaikutus väsymiskestävyyteen otetaan huomioon Smith-Watson-Topper (SWT) -menetelmää hyödyntäen [1]. 3R-menetelmässä ei käytetä venymä-kestoikä -käyriä, vaan käytännön väsytysoetuloksista muodostettavaa referenssilovijännityssystemissä esitettävää ”master”  $S-N$  -käyrää, joka on riippumaton rakenteen jäännösjännityksistä, kuormituksen jännityssuhteesta ja materiaalin lujuudesta.

Tämän tutkimuksen tavoitteena on selvittää 3R-menetelmän soveltuvuus vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten väsymiskestävyyden analysointiin.

## 3R menetelmän perusteet

### *Paikallisen jännityssuhteen, $R_{local}$ , vaikutus väsymiskestävyyteen*

3R-menetelmä on yhdistelmä tehollisen lovijännityksen menetelmästä (ENS), SWT-menetelmästä ja paikallisen venymän menetelmästä. 3R-menetelmässä määritetään ensin paikallinen jännityssuhde ( $R_{local}$ ), joka ottaa huomioon materiaalin murtolujuuden ( $f_u$ ), rakenteen geometrian ( $K_f$ ), ulkoisen kuormituksen jännityssuhteen ( $R$ ) ja jäännösjännitysten ( $\sigma_{res}$ ) vaikutukset [3]. Paikallinen jännityssuhde voidaan määrittää, kun lovijännitysvaihtelua vastaavat paikalliset minimi- ja maksimijännitykset tiedetään. Paikalliset maksimi- ja minimijännitykset määritetään Neuberin säännön perusteella ja

loviännitys lasketaan sekä hitsatussa tilassa että jälkikäsitellyssä tilassa fiktiivisellä rajaviivan pyörityksellä  $\rho = 1$  mm, kuten Yildirim *et al.* [4]. Yksityiskohtaisempi kuvaus 3R-menetelmän perusteista ja paikallisen jännityssuhteen määrittämisestä on esitetty aikaisemmin julkaistuissa artikkeleissa [5, 3]. Tässä tutkimuksessa materiaalin käyttäytyminen määritettiin Ramberg-Osgood -materiaalimallilla ja yksinkertaistamisen vuoksi oletettiin ideaalinen kinemaattinen lujittuminen. Materiaaliparametreina käytettiin tyypillisiä teräkselle määritettyjä arvoja perustuen sen murtolujuuteen ( $n = 0.15$ ,  $H = 1.65 \cdot f_u$ ) [1].

Tämän jälkeen  $R_{\text{local}}$ :n vaikutus väsymiskestävyyteen lasketaan käyttämällä SWT-parametria ja Neuberin sääntöä. Väsymisanalyseissä keskijännityksen laskennassa on yleisesti käytetty SWT-parametria [1], joka olettaa, että millä tahansa keskijännitystasolla väsymiskestoikä määräytyy tulosta  $\sigma_{\text{max}} \varepsilon_a = \text{vakio}$  samalla väsymiskestoikäällä ( $\sigma_{\text{max}} > 0$ ), missä  $\sigma_{\text{max}} = \sigma_{\text{mean}} + \sigma_a$ . Edellä esitetyistä termeistä  $\sigma_{\text{max}}$  on paikallisen jännityksen maksimiarvo,  $\sigma_a$  on paikallinen jännitysamplitudi,  $\varepsilon_a$  on paikallinen venymäamplitudi ja  $\sigma_{\text{mean}}$  on paikallinen keskijännitys. Mikäli referenssiloviännitysvaihtelu ( $\Delta\sigma_{k,\text{ref}}$ ) on asetettu vastaamaan  $R_{\text{local,ref}} = 0$ , niin paikallisen keskijännityksen vaikutus voidaan esittää seuraavasti:

$$\Delta\sigma_k = \Delta\sigma_{k,\text{ref}} \sqrt{1 - R_{\text{local}}}, \quad (1)$$

jossa  $\Delta\sigma_k$  on loviännitysvaihtelu. Paikallinen keskijännityksen korjauskerroin on tällöin:

$$f(\Delta\sigma_{k,\text{ref}}, R, f_u, \sigma_{\text{res}}) = \sqrt{1 - R_{\text{local}}}.$$

Vaikuttavista tekijöistä (kuormituksen jännitysvaihtelu ja -suhde, jäännösjännitystaso sekä materiaali) johtuen termien  $R_{\text{local}}$  ja  $\Delta\sigma_{k,\text{ref}}$  välinen yhteys on melko monimutkainen ja ratkaisua ei voida esittää suljetussa muodossa. Lisätietoja ja yksityiskohtaisempi kuvaus paikallisen jännityssuhteen määrittämiseen, ja miten se ottaa huomioon teräksen lujuusluokan, rakenteen geometrian, ulkoisen kuormituksen jännityssuhteen sekä jäännösjännityksen, on esitetty aikaisemmin julkaistussa artikkelissa [5].

### *S-N käyrä referenssiloviännityssystemissä*

Jotta *S-N* -käyrä voidaan määrittää, on käytettävissä oleva väsytyскоedata ensin muunnettava referenssiloviännityssystemiin SWT-menetelmän mukaisesti:

$$\Delta\sigma_{k,\text{ref}_i} = \frac{\Delta\sigma_{k_i}}{\sqrt{1 - R_{\text{local}_i}}} = \frac{\Delta\sigma_{k_i}}{f(\Delta\sigma_{k_i}, R_i, f_{u_i}, \sigma_{\text{res}_i})}. \quad (2)$$

Tämän jälkeen käyränsovitus voidaan tehdä käyttämällä IIW:n suositusten mukaista käyränsovitusmenetelmää [2]. Testilaskelmat ovat osoittaneet, että parempi tulos saadaan käyttämällä vapaasti määräytyvää *S-N* -käyrän kaltevuutta tai määrättyä arvoa  $m = 5$ , koska yleisesti hitsatuille rakenteille suositeltu arvo  $m = 3$  antaa liian konservatiivisia tuloksia pidemmän väsymiskestoajan alueella. Matemaattisesti täsmällisempi tapa on minimoida yksittäisten väsytyскоetulos pisteiden kohtisuorien etäisyyksien neliösummaa muodostettavasta käyrästä (MSSPD-menetelmä). Tämä käyränsovitusmenetelmä on

erikoistapaus Demingin regressiosta [6], joka ottaa huomioon tulosten vaihtelut  $S-N$  -kuvaajan molempien akselien suunnissa. Mikäli vaihteluilla oletetaan olevan samansuuruinen hajonta molempien akselien suunnissa, muodostuu Demingin regressiosta ortogonaalinen regressio: se minimoii datapisteiden kohtisuorien etäisyyksien neliösumman regressionkäyrän suhteen. Tämäntyyppinen käyränsovitustapa ottaa huomioon sen tosiasian, että laboratorio-olosuhteissakin suoritettavissa väsytystesteissä asetettu jännitysvaihtelu ei ole täysin määrätty, vaan se vaihtelee paikallisesti liitoksen alueella ja tämän seurauksena karakteristisella jännitysvaihteluarvolla on myös oma hajonta. MSSPD-menetelmää käytettäessä tuloksena on loivempi  $S-N$  -käyrä kuin IIW:n suositusten mukaisella menetelmällä määritettäessä ja lisäksi se antaa perustellumpia arvioita sekä väsymiskestoaikalle että väsymiskestävyydelle. [3]

Kun  $S-N$  -käyrän kaltevuus  $m$  ja väsymiskapasiteetti  $C_{\text{ref}}$  (keskiarvo ja karakteristinen) on määritetty, voidaan “master”  $S-N$  -käyrä muodostaa seuraavasti:

$$\Delta\sigma_k = \Delta\sigma_{k,\text{ref}} \sqrt{1 - R_{\text{local}}}, \quad \text{jossa } \Delta\sigma_{k,\text{ref}}^m N_f = C_{\text{ref}}. \quad (3)$$

### “Master” $S-N$ käyrä

Kirjallisuudessa ja tieteellisissä artikkeleissa esitettyjen vakioamplitudikuormitettujen, läpihitsattujen ja hitsatussa tilassa olevien päittäisliitosten väsytyскоetuloksia on analysoitu referenssilovijännityssystemeissä aiemmin julkaistussa tutkimuksessa [5]. Teräslaadut vaihtelivat S235...S1100 lujuusluokkien välillä ja rakenteiden ainevahvuudet olivat 3...40 mm. Väsytystestidata käsitti 775 koetulosta kuormituksen jännityssuhteen vaihdella -1...0.84 välillä. Tapauksissa, joissa rakenteellisia poikkeamia ei ilmoitettu, käytettiin hitsin liittymäkulmana  $30^\circ$  arvoa ja sovituserheestä sekä kulmavetäymästä aiheutuvan jännityskeskittymän kertoimena  $K_m = 1.1$ , jotka ovat kirjallisuudessa suositeltuja arvoja hitsatuille päittäisliitoksille [2]. Muissa tapauksissa  $K_m$ -kertoimet laskettiin lähteissä ilmoitettujen mitattujen geometristen poikkeamien ja liittymäkulmien perusteella. Lujuusarvoina ( $f_u, f_y$ ) käytettiin useimmiten perusmateriaalin lujuuksia, mutta joissain tapauksissa oli mitattu myös hitsin muutosvyöhykkeen lujuudet, jolloin laskenta suoritettiin näillä HAZ:n arvoilla. Valitettavasti hitsausten aiheuttamia jäännösjännityksiä ei ollut raportoitu yhdessäkään lähteenä käytetyssä tutkimuksessa, joten niiden oletettiin olevan materiaalin myötölujuuden tasolla:  $\sigma_{\text{res, as-welded}} = f_y$ . Tätä näkemystä tukee se, että oletus jäännösjännitysten merkityksettömyydestä näyttäisi johtavan melko konservatiivisiin laskentatuloksiin korkealla jännityssuhteella kuormitetuissa ja hitsatussa tilassa olevilla liitoksilla.

MSSPD-menetelmän mukaisen käyränsovituksen tuloksena muodostui seuraavanlainen “master”  $S-N$  -käyrä:

$$\Delta\sigma_{k,\text{ref}}^{5.85} N_f = C_{\text{ref}}, \quad \text{jossa } m = 5.85, \quad C_{\text{ref,mean}} = 10^{21.59} \quad \text{ja} \quad C_{\text{ref,char}} = 10^{20.83}. \quad (4)$$

Kuten aiemmin mainittiin, on edellä esitetty yhtälö (4) johdettu hitsatuille päittäisliitoksille, mutta viimeaikaiset testilaskelmat ovat osoittaneet, että sitä voidaan käyttää myös tutkittaessa pienahitsattujen liitosten väsymiskestävyyttä. Tässä tutkimuksessa yhtälön (4) mukaista “master”  $S-N$  -käyrää sovelletaan pienahitsattujen T-

liitosten, pitkittäisjäykisteiden ja levynreunajäykisteiden väsymiskestävyyden analysointiin.

### *Palmgren-Miner:n sääntö ja ekvivalentti referenssilovijännitys vaihtelu*

$\Delta\sigma_{k,ref,eq}$

Käytännön hitsatut rakenteet ja komponentit ovat lähes aina vaihtuva-amplitudisen kuormituksen alaisena. Näissä tapauksissa väsymismitoitus perustuu olemassa olevaan vakioamplitudisen kuormituksen dataan, jota käytetään yhdessä kumulatiivisen vauriosäännön kanssa arvioimaan eri kuormitustasoilla aiheutuvia vaurioita. Palmgren-Miner:n lineaarinen kumulatiivinen vauriosääntö on käytetyin menetelmä määrittää kumulatiivinen vauriosumma  $D$ :

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = D, \quad (5)$$

missä  $n_i$  on väsymiskuormituksen syklimäärä jännitysvaihtelulla  $\Delta\sigma_{k,i}$ ,  $N_i$  on kokonaisväsymiskestoikä jännitysvaihtelulla  $\Delta\sigma_{k,i}$  vakioamplitudikuormituksen  $S-N$  -käyrän perusteella ja  $k$  on vastaavien jännitysvaihtelutasojen lukumäärä. Palmgren-Miner:n sääntö esittää, että vauriosumman ollessa  $D < 1$  rakenne on turvallinen käytettäväksi. IIW:n ohjeistukset suosittelevat  $D = 0.5$  arvoa tai keskijännityksen vaihdella  $D = 0.2$  vauriosummaa. Vaihtoehtoisesti Palmgren-Miner:n säännön avulla voidaan määrittää myös ekvivalentti vakioamplitudijännitysvaihtelu  $\Delta\sigma_{k,eq}$  ja verrata sitä suoraan vakioamplitudikuormituksen  $S-N$  -käyrään. [2]

3R-menetelmässä kaikki vaihtuva-amplitudikuormitukseen liittyvät laskentatoimenpiteet on suoritettu referenssilovijännityssystemissä, jotta jännityssuhteen yms. tekijöiden vaikutukset voidaan ottaa huomioon. Yhtälöiden (2), (3) ja (5) avulla voidaan ekvivalentti vakioamplitudireferenssilovijännitysvaihtelu  $\Delta\sigma_{k,ref,eq}$  määrittää seuraavasti:

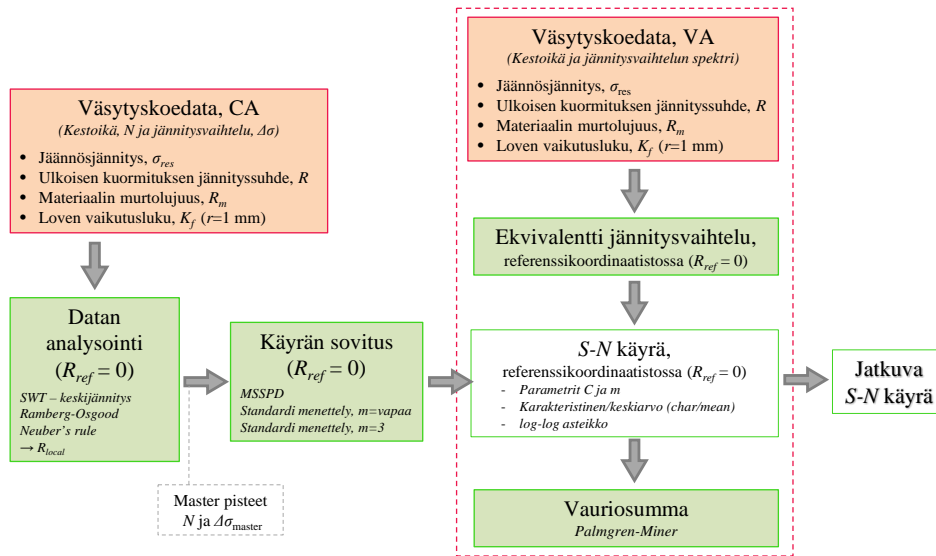
$$\Delta\sigma_{k,ref,eq} = \sqrt[m]{\frac{1}{D} \frac{\sum_{i=1}^k \left[ n_i \cdot \left( \frac{\Delta\sigma_{k_i}}{\sqrt{1 - R_{local_i}(\Delta\sigma_{k_i}, R_i, f_u, \sigma_{res})}} \right)^m \right]}{\sum_{i=1}^k n_i}}, \quad (6)$$

missä  $m$  on ”master”  $S-N$  -käyrän kaltevuus log-log -kuvaajassa.

### *3R -menetelmän laskentaproseduuri*

3R-menetelmän prosessikaavio on esitetty kuvassa 1, jossa katkoviivalla rajattu alue käsittää tämän tutkimuksen kohteen. Tarkemmat kuvaukset 3R-menetelmästä ja sen

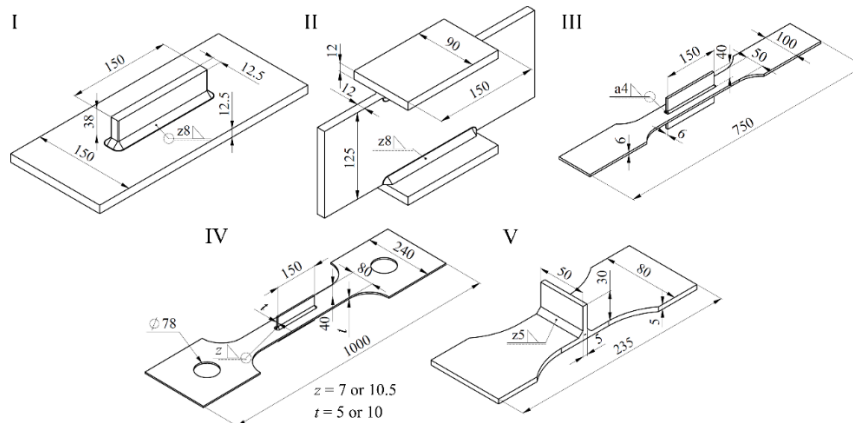
perusteista on esitetty lähteissä [3] ja [5]. Tässä artikkelissa suoritettut tutkimukset ja analyysit pohjautuvat ”master”  $S-N$  -käyrään, joka määritettiin vakioamplitudikuormitettujen, läpihitsattujen ja hitsatussa tilassa olevien päittäisliitosten väsytyскоetuloksista. Viimeaikaiset testilaskelmat ovat osoittaneet, että tätä samaa ”master”  $S-N$  -käyrää voidaan käyttää myös tutkittaessa pienahitsattujen liitosten väsymiskestävyyttä. Päivitetty versio ”master”  $S-N$  -käyrästä julkaistaan tulevien tutkimustulosten yhteydessä.



Kuva 1. 3R -menetelmän laskentakaavio.

## Väsytyскоedata

Tutkimuksessa on käytetty kirjallisuudessa esitettyjä väsytyскоetuloksia, joissa kuormitus on ollut vaihtuva-amplitudista ja hitsi joko hitsatussa tilassa, jälkikäsitelty HFMI-menetelmällä tai hitsaus on tehty LTT-lisäaineella. Kuvassa 2 on esitelty tutkimuksessa käytetyt liitostyyppit (Tapaus I-V). Osa tuloksista sisältää myös vakioamplitudisella kuormituksella tehtyjen väsytyскоeiden testituloksia, joita on käytetty apuna vertailussa.



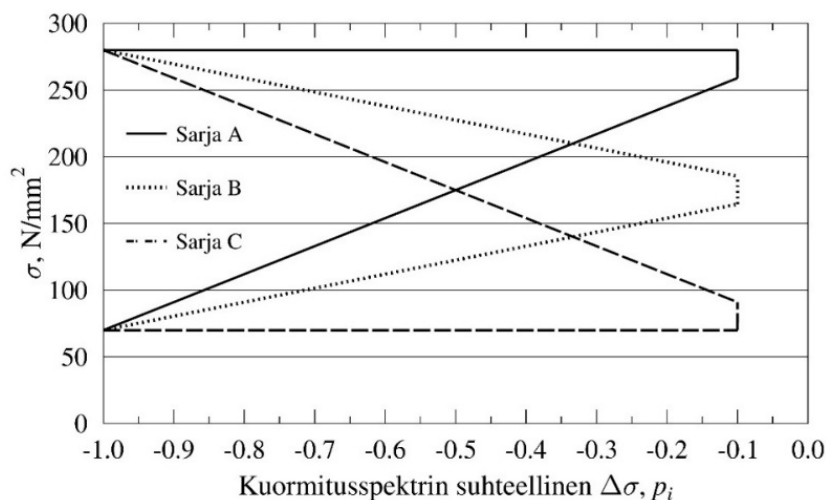
Kuva 2. Tutkimuksen liitostyyppit, Tapaus I-V.

Seuraavissa kappaleissa esitellään lyhyesti tutkitut liitostyyppit ja niiden kuormitus, Tapaus I-V. Tarkempia yksityiskohtia koekappaleista ja väsytyiskoetuloksista ei ole esitelty tässä artikkelissa, vaan tiedot löytyvät alkuperäisistä lähteistä [7, 8, 9, 10, 11, 12].

### Tapaus I ja II: Kuormitus

Zhang & Maddox [7] tutkivat eri keskijännitystasoilla olevien kuormitusspektrien vaikutusta Palmgren-Miner:n säännön toimivuuteen ja kelpoisuuteen sekä vakioamplitudikuormituksen väsymisrajan (CAFL) alapuolella olevien jännitysten vaikutusta erilaisten hitsausliitosten väsymiskestävyyteen. Tutkimuksessa väsytykokeet suoritettiin kahdelle liitostyypille: kuormaa kantamaton pitkittäisjäykiste (liitostyyppi F standardissa BS 7608 [13]) ja kuormaa kantamaton levynreunajäykiste (liitostyyppi G standardissa BS 7608 [13]). Koekappaleita testattiin kolmella erilaisella vaihtuamplitudisella kuormituksella (Kuva 3), joissa kaikissa nimellinen jännitysvaihtelu oli vakio (Taulukko 1), mutta keskijännitys vaihteli seuraavasti:

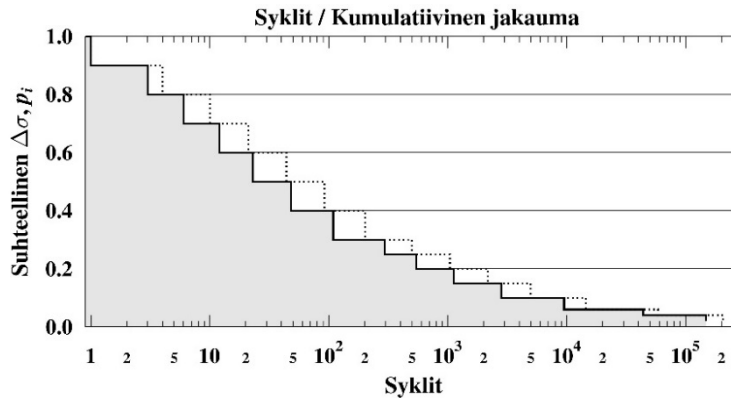
- Sarja A: maksimijännitys on vakio 280 MPa
- Sarja B: keskijännitys on vakio 175 MPa
- Sarja C: minimijännitys on vakio 70 MPa



Kuva 3. Väsytykokeessa käytettyjen sarjojen A, B ja C jännitystasot, Tapaus I ja II [7].

Kuvassa 4 ja taulukossa 1 on esitetty väsytykokeissa käytetyn kuormitusspektrin muoto ja jännitystasot. Väsytystesteissä käytetty pienin suhteellinen jännitysvaihtelu  $p_i$  oli välillä 0.15...0.04 Tapaus II:ssä (liitostyyppi G) ja 0.25...0.1 Tapaus I:ssä (liitostyyppi F). Vakioamplitudiväsytykokeet ( $R = 0.5...0.8$ , maksimijännitys 280 MPa) suoritettiin molemmille liitoksille, joiden avulla määritettiin vakioamplitudisen kuormituksen  $S-N$ -käyrät.





Kuva 4. Väsytykskoeksissa käytetyn jännitysvaihteluspektrin muoto [7].

Taulukko 1. Nimelliset jännitysvaihtelut vaihtuva-amplitudiväsytystestien spektrissä.

Suhteellinen jännitysvaihtelu, ( $p_i$ )	Jännitysvaihtelu, MPa	Syklimäärä	Kumulatiivinen syklimäärä
1	210	1	1
0.9	189	3	4
0.8	168	6	10
0.7	147	12	21
0.6	126	23	44
0.5	105	48	92
0.4	84	109	202
0.3	63	296	498
0.25	52.5	544	1042
0.2	42	1125	2167
0.15	31.5	2815	4982
0.1	21	9500	14482
0.06	12.6	43981	58463
0.04	8.4	148438	206901

#### *Tapaus I: Materiaali ja geometria*

Tutkimuksessa [7] on käytetty hitsatussa tilassa olevaa kuormaa kantamatonta pitkittäisjäykiste-koekappaletta (Tapaus I, tyyppi F [13]), joka on valmistettu hiilimanganiteräksestä BS 4360 Grade 50B ( $f_y = 418$  MPa ja  $f_u = 554$  MPa). Rakenne koostuu ainevahvuudeltaan 12.5 mm levystä, jonka molemmille puolille on hitsattu symmetrisesti 38 mm korkeat ja 150 mm pitkät pitkittäisjäykisteet ( $t = 12.5$  mm). Peruslevyn leveys on 150 mm ja hitsin kylkimitta on 8 mm. Liitosta on kuormitettu aksiaalilla kuormituksella ilman merkittävää sekundääristä taivutuskomponenttia.

#### *Tapaus II: Materiaali ja geometria*

Toinen Zhang & Maddox:n [7] tutkimuskohde on kuormaa kantamaton levynreunajäykiste-koekappale (Tapaus II, tyyppi G [13]), joka on valmistettu hiilimanganiteräksestä BS 4360 Grade 50D ( $f_y = 399$  MPa ja  $f_u = 541$  MPa). Väsytykkoeket liitokselle on tehty hitsatussa tilassa. Rakenne koostuu ainevahvuudeltaan

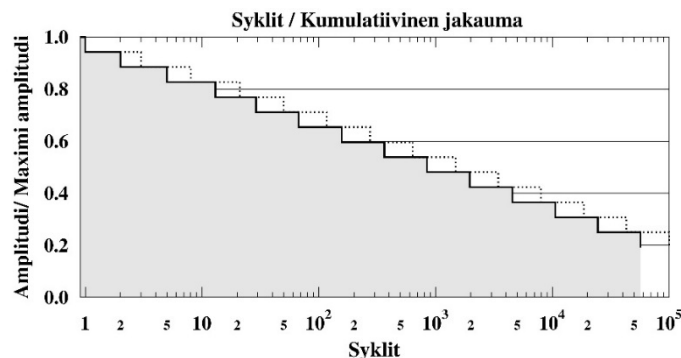
12 mm levyistä, jonka molempiin reunoihin on hitsattu symmetrisesti 90 mm leveät ja 150 mm pitkät jäykisteet ( $t = 12$  mm). Peruslevyn leveys on 125 mm ja hitsin kylkimitta on 8 mm. Liitosta on kuormitettu aksiaalisella kuormituksella ilman merkittävää sekundääristä taivutuskomponenttia.

### Tapaus III

Marquis *et al.* [8, 9] ovat tutkineet korkealujuusteräksestä S960 ( $f_y = 969$  MPa ja  $f_u = 1050$  MPa) valmistettujen kuormaa kantamattomien pitkittäishitsien väsymiskestävyyttä vaihtuva-amplitudisella ja vakioamplitudisella ( $R = 0.71 \dots 0.82$ ) kuormituksella. Koekappale on valmistettu ainevahvuudeltaan 6 mm ja leveydeltään 50 mm levyistä, jonka molemmille puolille on hitsattu symmetrisesti 150 mm pitkät ja 40 mm korkeat pitkittäisjäykisteet ( $t = 6$  mm) 4 mm a-mitalla. Liitosta on kuormitettu aksiaalisella kuormituksella ilman merkittävää sekundääristä taivutuskomponenttia. Kaikki tutkimuksessa tehdyt väsytykset on suoritettu jälkikäsitellyille liitoksille. Hitsin jälkikäsitelymenetelminä on käytetty HFMI-vasarointia ja matalaan faasitransformaatio-lämpötilaan perustuvaa LTT-lisäainetta (Böhler Thyssen Supermartensit Thermanit 13/06 Mo). Vasarointi on suoritettu UIT- tai UP-laitteilla.

Tutkimuksessa käytetyn vaihtuva-amplitudisen väsytytkuormituksen spektri koostuu 14 eri amplituditasolla olevasta syklilajaksosta, joista pienimmän kuormitussyklilajakson jännitystaso on 25 % nimellisen jännityksen maksimiarvosta. Spektri koostuu 100 000 syklistä, joiden jakauma semi-log -asteikolla on lähes lineaarinen.

Kuvassa 5 esitetyt väsytytkuormituksen syklit toistuvat sattumanvaraisesti spektrissä, mutta kuitenkin niin, että jokaisen syklin jännityssuhde  $R = -1$ . Kuormituksen maksimijännitystä on varioitu eri koekappaleissa siten, että  $\sigma_{\max} = 400 \dots 733$  MPa.



Kuva 5. Väsytykseen kuormitusspektrin jakauma, Tapaus III [9, 8].

### Tapaus IV

FATWELDHSS-projektissa [10] on raportoitu aksiaalisella kuormituksella tehtyjen vaihtuva-amplitudisten väsytystestien tulokset materiaaleille S690 ( $f_y = 690$  MPa ja  $f_u = 800$  MPa), S700 ( $f_y = 700$  MPa ja  $f_u = 800$  MPa) ja S960 ( $f_y = 960$  MPa ja  $f_u = 1050$  MPa). Väsytykset on tehty edellä mainituista materiaaleista valmistetuille kuormaa kantamattomille pitkittäisjäykiste-koekappaleille, jotka ovat olleet hitsatussa tilassa tai jälkikäsitelty. Jälkikäsitelymenetelminä on käytetty UIT- ja UP-vasarointia sekä LTT-lisäainetta. Koekappaleissa on käytetty ainevahvuudeltaan 5 mm ja 10 mm levyä, jonka

molemmille puolille on hitsattu symmetrisesti 40 mm korkeat ja 150 mm pitkät pitkittäisjäykisteet ( $t = 5$  tai 10 mm). Hitsin kylkimitta on noin 7 tai 10.5 mm riippuen levyn ainevahvuudesta. Liitokset on läpihitsattu pitkittäisjäykisteiden molemmissa päissä vähintään 30 mm matkalta. Valitettavasti tutkimuksessa [10] käytettyjen liitosten hitsien todellisia mittoja ei ole raportoitu, joten tässä tutkimuksessa on jouduttu arvioimaan mitat lähteessä esitettyjen valokuvien avulla.

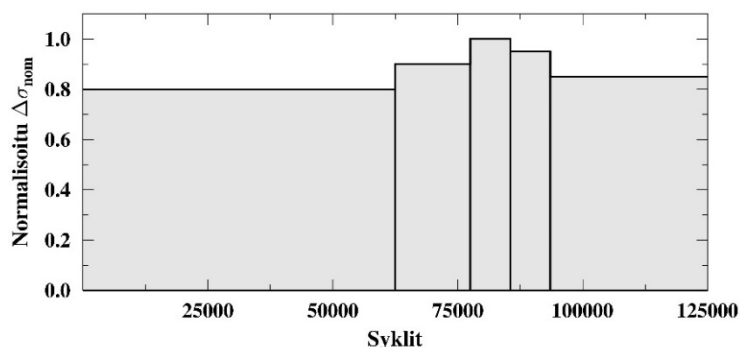
Kuormituksen vaihtuva-amplitudissa väsytykskoikeissa on käytetty kuvan 5 kaltaista lineaarista kuormitusspektriä, jossa syklit esiintyvät satunnaisessa järjestyksessä. Spektri koostuu 100 000 syklistä, joiden jännityssuhde  $R = -1$ . Minimijännitysvaihtelu kuormituksessa on  $\Delta\sigma_{\min} = 0.15\Delta\sigma_{\max}$  ja maksimijännitys 490...1056 MPa hitsatussa tilassa olevissa, 483...1248 MPa HFMI-jälkikäsitellyissä ja 759...1152 MPa LTT-lisäaineella hitsatuissa koekappaleissa.

### Tapaus V

Leitner *et al.* [11] tutkivat vaihtuva-amplitudisen kuormituksen vaikutusta ohutlevystä ( $t = 5$  mm) hitsattujen HFMI-käsiteltyjen T-liitosten väsymiskestävyyteen. Vertailuna suoritettiin myös vakioamplitudisen kuormituksen väsytestejä. Koekappaleen peruslevyn leveys oli 50 mm ja pienahitsin a-mitta 4 mm. Perusmateriaaleina käytettiin kahta matalaseosteista terästä: S690 ( $f_y = 690$  MPa ja  $f_u = 800$  MPa) ja S960 ( $f_y = 960$  MPa ja  $f_u = 1050$  MPa) sekä vertailuna myös tavallista rakenneterästä S355 ( $f_y = 355$  MPa ja  $f_u = 600$  MPa). Väsytesteissä käytetyn kuormituskehän kiinnitysleukojen väliseksi etäisyydeksi arvioitiin lähteessä esitettyjen kuvien perusteella  $2l = 140$  mm.

Vaihtuva-amplitudisissa väsytesteissä käytetty kuormitusvaihteluspektri on esitetty kuvassa 6. Spektrin koko oli 125 000 kuormitussykliä. Kaikki koekappaleet, niin vaihtuva-amplitudisesti kuin vakioamplitudisesti kuormitetut, testattiin jännityssuhteella  $R = 0.1$ . Nimellisen jännityksen maksimiarvo vaihtuva-amplitudisissa testeissä oli 250...400 MPa S355-teräkselle, 300...500 MPa S690-teräkselle ja 250...600 MPa S960-teräkselle.

Kulmavetäymällä voi olla huomattavan suuri vaikutus T-liitosten väsymiskestävyyteen. HFMI-käsiteltyjen liitosten [12] geometriamittauksiin perustuen tässä tutkimuksessa käytettiin S355- ja S690-liitosten kulmavetäymänä arvoa  $\alpha = 0.6^\circ$  ja S960-liitosten kulmavetäymänä arvoa  $\alpha = 0.5^\circ$ . Kulmavetäymästä aiheutuva rakenteellinen jännityskonsentraatiokerroin  $K_m$  on laskettu IIW:n suositusten [2] mukaisesti olettaen koekappaleen päät jäykästi kiinnitetyiksi ja ottamalla huomioon kalvojännityksen vaikutus. Kalvojännityksen huomioon ottaminen (sen huomiotta jättävän yksinkertaisen yhtälön käyttämisen sijaan) aiheuttaa todellisen jännityssuhteen nousun arvosta  $R = 0.1$  noin 3...6 % korkeammaksi, minkä lisäksi lovi-jännitysvaihtelu jää minimi- ja maksimilovi-jännitysarvoista riippuen hieman pienemmäksi – suurien jännitysvaihteluiden tapauksessa arviolta 10 % verran.

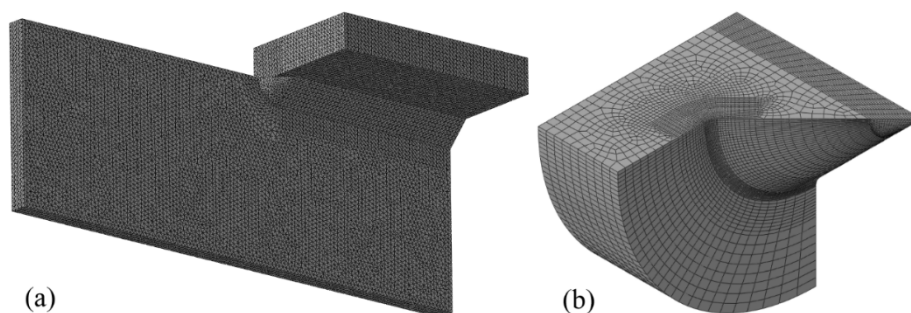


Kuva 6. Normalisoitu jännitysvaihtelu vaihtuva-amplitudisissa väsytesteissä, kun  $R = 0.1$  [11, 12].

## Väsymiskestävyyden määrittäminen

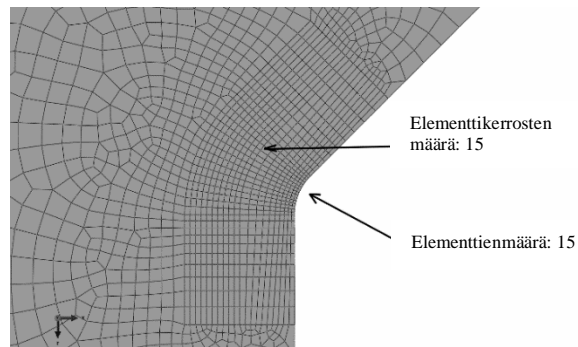
### Tehollisen loviännityksen määrittäminen

Tässä tutkimuksessa tehollisten loviännitysten tarkastelut on tehty ENS-menetelmällä käyttäen hitsin rajaviivalla fiktiivistä pyörityssädettä  $\rho = 1$  mm. Tarkasteluissa on käytetty loveen muodostuvia pääjännityksiä. Mallinnus on tehty hyödyntäen alimallinnustekniikkaa, joka mahdollistaa pienemmän elementtikoon ja täten tarkemmat tulokset. Alimalliin kohdistuvat kuormitukset on määritetty solmuniirtymänä karkealla elementtiverkotuksella tehdystä globaalista mallista. Tutkittavien liitosten mallinnuksissa on hyödynnetty symmetriaa, mikäli se on ollut mahdollista. Kuvassa 7 on esitetty globaali malli (a) ja alimalli (b), joita on käytetty Tapaus II:n analysoinnissa.



Kuva 7. Globaali malli (a) ja alimalli (b), Tapaus II.

Alimallissa on käytetty parabolisia kuusitahkoisia elementtejä ja globaalissa mallissa tetra-elementtejä. Elementtien määrä hitsin rajaviivalla on 15, jolloin yksittäisen elementin koko on 0.05 mm. IIW:n suositusten [2] mukaan riittävä elementtikoko on  $\frac{1}{4}$  fiktiivisen pyörityksen säteestä, kun käytössä on paraboliset elementit. Tässä tutkimuksessa käytetty elementtikoko on huomattavasti pienempi kuin suosituksissa esitetty koko, joten tämän seurauksena myös loviännityksen tarkkuus on parempi. Alimallissa käytetty verkotus hitsin rajaviivalla on esitetty kuvassa 8 (Tapaus II).



Kuva 8. Alimallissa käytetty tiheä verkotus loven kohdalla, Tapaus II.

Tehollisen lovijännitysmenetelmän mukainen pyöristyssäde  $\rho = 1$  mm vastaa normaalilaatuisen hitsin rajaviivan muotoa, joka oletetaan teräväksi ( $\rho_{\text{real}} = 0$ ). Mikäli hitsin laatu on hyvä, rajaviivan todellinen pyöristys on otettava huomioon yhtälön  $\rho = 1$  mm +  $\rho_{\text{real}}$  avulla [1]. Tällöin lovijännitykset pienenevät tyypillisesti noin 10...20 %.

Erilaiset vasarointimenetelmät hitsin rajaviivalla pienentävät paikallista jännityskonsentraatiokerrointa lovessa. Vasarointi muokkaa rajaviivan geometriaa muuttaen sen pyöristyssädettä ja syvyyttä peruslevyyn nähden. Toisaalta vasaroinnin seurauksena käsittelyalueelle voi muodostua sisäisiä lähellä levyn pintaa sijaitsevia särömäisiä vikoja, jotka voivat aiheuttaa suuria jännityskeskittymiä ja siten väsymissärön ydintyminen voi tapahtua levyn pinnalla tai pinnanalaisissa kerroksissa. Lisäksi liiallisen vasaroinnin seurauksena materiaalin pintaan voi muodostua haitallisia jännityskeskittymäkohtia, kuten poimuja ja karkeaa pinnanlaatua. Tällaiset pinnan erityispiirteet voivat myös toimia väsymissärön ydintymiskohtina ja johtaa rakenteen ennen aikaiseen vaurioitumiseen. Tästä syystä hitsin rajaviivan pyöristyssäteen  $\rho = 1$  mm käyttäminen on perusteltua myös vasaroiduille liitoksille. Yildirim & Marquis [14] ehdottivat myös artikkelissaan 1 mm rajaviivapyöristyksen käyttämistä HFMI-jälkikäsitellyille hitseille. Heidän artikkelinsa perustui rajaviivan jälkikäsitelyuran profiilin tilastolliseen analysointiin, jossa yksi johtopäätös oli se, että väsymiskestävyyden parantaminen HFMI-käsittelyllä perustuu enemmän rajaviivalle aiheutettuun puristusjäännösjännitykseen kuin rajaviivan jouhevampaan muotoon.

Fiktiivisen  $\rho = 1$  mm pyöristyksen käyttäminen myös LTT-lisäaineella hitsatuissa liitoksissa on perusteltua, koska LTT-lisäaineiden väsymiskestävyyttä parantava vaikutus perustuu viivästyneen martensiitti-faasimuutoksen aiheuttamaan jännitystilojen muutokseen, eikä niiden kykyyn parantaa hitsin rajaviivan geometriaa. Yhtälössä (4) esitetyn “master”  $S-N$  -käyrän määrittämisessä ei ole otettu huomioon geometrisen laadun vaikutusta.

### *Jäännösjännityksen vaikutus väsymiskestävyyteen*

Tyypillisesti voidaan olettaa, että hitsatussa tilassa olevaan liitokseen on muodostunut vetojäännösjännitys, joka on yhtä korkea kuin materiaalin myötölujuus. Ultralujilla teräksillä tämä ei kuitenkaan pidä paikkaansa vaan hitsauksessa syntyvät

jäännösjännitykset ovat huomattavasti matalampia kuin myötölujuus, joskus jopa puristusjännityksellä [15, 5]. Tässä artikkelissa esitelty 3R-menetelmä ei ole kovin herkkä pienille jäännösjännityksen muutoksille, vaan suurempi merkitys on sillä, ovatko jäännösjännitykset puristus- vai vetojännitystä. Puristusjäännösjännityksillä on suurempi vaikutus 3R-menetelmällä määritettyyn väsymiskestävyyteen kuin vetojäännösjännityksillä. [10, 16] Tässä tutkimuksessa on käytetty mitattuja jäännösjännitysten arvoja, mikäli ne on ilmoitettu alkuperäisissä lähteissä.

Tyypillisillä hitsin rajaviivan jäännösjännitystilaa muokkaavilla jälkikäsittelymenetelmillä, kuten kuulapommituksella, paineilma-, neula- ja ultraäänivasaruksella sekä viimeisimmäksi esitellyllä HFMI-käsittelyllä, on kaikilla periaatteeltaan sama vaikutus. Nämä menetelmät synnyttävät käsitellylle alueelle plastisia muodonmuutoksia, jotka aikaansaavat materiaalin pintakerroksiin puristusjäännösjännitystilaa ja siten parantavat väsymiskestävyyttä. Aiemmassa tutkimuksessa [5] on määritetty kirjallisuudessa esitettyjen jäännösjännitysmittaustulosten avulla itseisarvoltaan pienin jäännösjännityksen arvo HFMI-käsittelyn jälkeen. Tutkimuksen mukaan itseisarvoltaan pienin jäännösjännityksen arvo materiaalin murtolujuuden avulla määritettynä on  $\sigma_{res} = -0.255 \cdot f_u$ . Tätä yhtälöä on käytetty tässä tutkimuksessa vasaroitujen hitsausliitosten analysoinnissa.

LTT-lisäaineella hitsattujen kappaleiden jäännösjännitykset ovat kirjallisuudessa esitettyjen tulosten perusteella matalampia kuin perinteisillä lisäaineilla hitsattaessa ja tietyissä tapauksissa ne voivat aiheuttaa jopa puristusjäännösjännityksiä [10, 17, 18]. Useimmissa tutkimuksissa lähin mittauspiste oli 1 mm päässä hitsin rajaviivasta, mutta hitsin rajaviivalla jäännösjännitys voi olla jopa enemmän puristuksella kuin 1 mm päässä siitä. Koska kattavia tutkimuksia LTT-lisäaineella hitsattujen liitosten jäännösjännitysmittauksista ei ollut saatavilla, käytettiin tässä tutkimuksessa arviota  $\sigma_{res} = 0$ , joka perustuu lähteissä [10, 17, 18] raportoituihin mittauksiin.

### 3R-menetelmän soveltaminen tutkittuihin tapauksiin

Tämän tutkimuksen väsymiskestävyyssanalyseissa käytetyt parametrit on esitelty taulukossa 2. Mikäli tutkimuksessa käytettyjen liitosten raportoinneissa on mainittu vain hitsin a-mitta tai kylkimitta, on hitsin kylkikulman oletettu olevan  $45^\circ$ . Liitosten tarkemmat tiedot on esitetty alkuperäisissä lähteissä, joten niitä ole toistettu tässä artikkelissa.

Taulukko 2. Väsymiskestävyyssanalyseissa käytetyt parametrit.

Tapaus	$t$ mm	Kateetti mm	$f_u$ MPa		$\sigma_{res}$			$K_f$		$R$		
					ASW	HFMI	LTT	veto	taivutus	CA	VA	
I	12.5	8.0	554	-	-	$+f_y$	-	-	4.08	-	0.52-0.77	$R_i$
II	12.0	8.0	541	-	-	$+f_y$	-	-	6.38	-	0.57-0.80	$R_i$
III	6.0	5.7	1050	-	-	-	$-0.255 \cdot f_u$	$\approx 0$	3.01	-	0.71-0.82	-1
IV	5.0	7.0	1050	800	-	$\sigma_{res}^b$	$-0.255 \cdot f_u$	$\approx 0$	3.14	-	-	-1
	10.0	10.5	1050	800	800	$\sigma_{res}^b$	$-0.255 \cdot f_u$	$\approx 0$	3.39	-	-	-1
V	5.0	5.8	1050	800	600	-	$-0.255 \cdot f_u$	-	1.65 <sup>a</sup>	1.77	0.1	0.1

<sup>a</sup> Kulmavirhettä ei ole huomioitu kertoimessa

<sup>b</sup> Mitattu: S700 ( $t = 5, 10$  mm),  $\sigma_{res} = 550$  MPa ja S960 ( $t = 5$  mm)  $\sigma_{res} = 250$  MPa

Kaikki laskelmat ja vertailut tässä tutkimuksessa on suoritettu referenssilovijännityssysteemissä, joten kaikki tulokset (Tapaus I-V) on mahdollista esittää samassa kuvaajassa. Vakioamplitudikuormituksen referenssilovijännitysvaihtelu,  $\Delta\sigma_{k,ref}$ , on määritetty yhtälön (2) avulla ja vaihtuva-amplitudikuormituksen ekvivalentti referenssilovijännitysvaihtelu,  $\Delta\sigma_{k,ref,eq}$ , on laskettu yhtälöllä (6), jossa vauriosumma  $D = 1$ . Kuormitusyhtälön peräkkäisyyden vaikutusta ei ole otettu huomioon, vaan jokainen sykli on käsitelty erikseen, kuten tyypillisesti toimitaan käytännön suunnittelussa. Dowling:n [19] esittämä yksinkertaistettu menetelmä epäsäännöllisen kuormitushistorian analysointiin on myös sopiva menetelmä käytännön suunnittelutyöhön, mutta sitä ei ole sovellettu tässä tutkimuksessa. Kaikkien tässä tutkimuksessa määritettyjen tulosten vertailu on suoritettu vakioamplitudikuormituksen ”master”  $S-N$  -käyrälle referenssilovijännityssysteemissä.

## Tulokset

Kaikki kirjallisuudessa esitetyt kokeelliset väsytestitulokset siirrettiin referenssilovijännityssysteemiin 3R-menetelmällä. Laskettuja arvoja on verrattu keskiarvoiseen ja karakteristiseen ”master”  $S-N$  -käyrään kuvissa 9, 10, 12 ja 14. Oletettu vauriosumma  $D = 1$  on määritetty keskiarvokäyrän kohdalle, jolloin karakteristinen ”master”  $S-N$  -käyrä vastaa vauriosumman arvoa  $D = 0.174$ . 3R-menetelmää hyödyntäen määritettyjä vauriosummia  $D_{3R}$  on verrattu vakioamplitudisen kuormituksen keskiarvo- $S-N$  -käyrällä laskettuihin vauriosummiin  $D_{exp}$ . Vertailussa käytetty  $S-N$  -käyrä on tapauksesta (Tapaus I-V) riippuen määritetty joko kokeellisten vakioamplitudiväsytykkoetulosten avulla tai käyttäen nimellistä vakioamplitudikeskiarvosuunnittelukäyrää (Taulukot 3-5 ja Kuvat 11 ja 13). Kaikissa vertailuissa on käytetty yksiosaista  $S-N$  -käyrää, jossa ei ole otettu huomioon väsymisrajaa. Tällöin vauriosummat ovat vertailukelpoisia 3R-menetelmällä laskettujen tulosten kanssa.

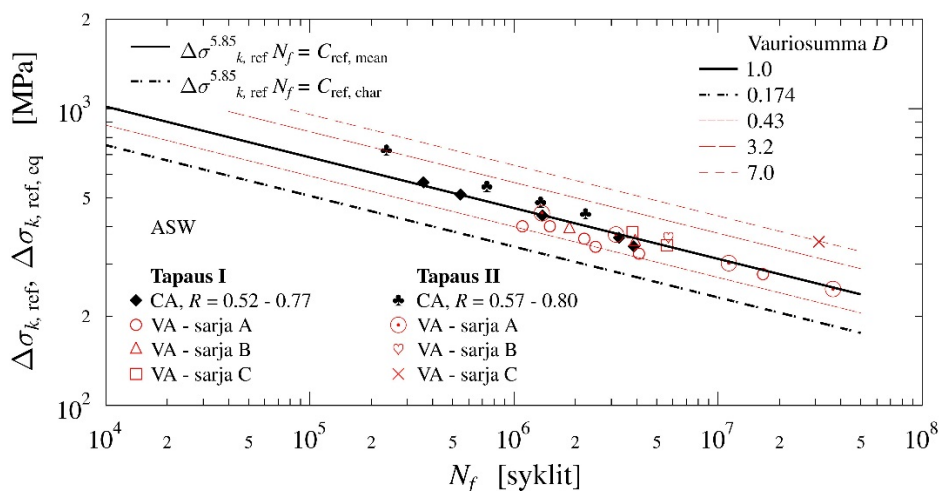
Vertailun tarkoitus ei ole tutkia Palmgren-Miner:n säännön toimivuutta tai kelpoisuutta, vaan 3R-menetelmän soveltuvuutta vaihtuva-amplitudiväsytykkoetulosten analysointiin ja verrata sitä perinteisillä menetelmillä suoritettuun vaihtuva-amplitudikuormituksen väsymisanalyysiin. Tyypillisesti jännityssuhde muuttuu vaihtuva-amplitudisessa kuormituksessa, mutta perinteisissä analysointimenetelmissä tätä ei ole otettu huomioon, vaan vakioamplitudi  $S-N$  -käyrä on määritetty tietylle jännityssuhteen  $R$ -arvolle. Tällöin laskettuun vauriosummaan vaikuttaa se, millä vakioamplitudi  $S-N$  -käyrällä se on määritetty. Tässä tutkimuksessa vaihtuva-amplitudisen kuormituksen jännityssuhde  $R$  on vakio kaikissa muissa tapauksissa paitsi Tapaus I ja II (Taulukko 2).

### *Tapaus I ja II*

Zhang & Maddox [7] on raportoinut artikkelissaan kahden eri liitostyyppin (Kuva 2, Tapaus I ja Tapaus II) väsytykkoetulokset. Väsytykkoetulokset on analysoitu 3R-menetelmällä ja lisäksi vertailuna on laskettu vauriosummat kahdella eri

vakioamplitudi  $S-N$  -käyrällä. Molemmat liitostyytit on testattu hitsatussa tilassa kolmella eri kuormituspektrillä (Kuva 3 ja Kuva 4).

Raportoidut vakioamplitudiväsytykset ovat kaikki suoritettu korkeilla jännityssuhteen arvoilla. Kuvasta 9 kuitenkin nähdään, että Tapaus I:llä väsytykset vastaavat hyvin keskiarvoista referenssikäyrää. Tapaus II:n testitulokset ovat hieman keskiarvokäyrän yläpuolella. Yksi selitys tälle on tehollisen lovijännityksen määrittämisessä käytetty elementtimalli (Tapaus II), jossa loven mallintaminen levyn reunaan oli haastavaa johtuen liitoksen geometriasta (Kuva 7). Tämän seurauksena rakenteeseen aiheutui liian korkeita jännityksen arvoja. Mikäli tehollinen lovijännitys olisi 17 % matalampi Tapaus II:ssä, vastaisivat vakioamplitudiväsytykset hyvin keskiarvokäyrää kuvassa 9 ja vaihtuvamplitudikuormituksen ekvivalentti referenssilovijännitysvaihtelu sarjassa C (Tapaus II) laskisi automaattisesti noin 13 %. Tällöin sarjan C vauriosumma  $D_{3R} = 2.97$ , eikä 6.77 (Taulukko 3).



Kuva 9. Analyysin tulokset referenssikoordinaatistossa, Tapaus I ja II.

Taulukoissa 3 ja 4 on esitetty vauriosummat  $D_F$ ,  $D_G$ ,  $D_{exp}$  ja  $D_{3R}$  murtumishetkellä.  $D_F$  ja  $D_G$  vauriosummat on määritetty käyttäen nimellisen jännityksen keskiarvo- $S-N$ -käyriä, jotka on esitetty BS 7608 standardissa [13].  $D_{exp}$  puolestaan perustuu vakioamplitudiväsytyksetuloksiin [7], jotka on tehty 280 MPa maksimijännityksellä molemmille liitostyyteille F ja G (Tapaus I ja II). Molemmissa tapauksissa on käytetty yksiosaista  $S-N$  -käyrää ilman käännepistettä tai väsymisrajaa. Vauriosumman  $D_{3R}$  määrittämisessä on käytetty 3R-menetelmän ”master”  $S-N$  -käyrää. 3R-menetelmällä lasketut vauriosummat vastaavat lähes samoja tuloksia kuin kokeellisesti määritetyt  $D_{exp}$ -arvot. Sarjan A kuormituspektrin tuloksina on matalimpia väsymiskestävyyskäyriä ja vauriosummaa, kun sarjassa C Palmgren-Miner:n sääntö on puolestaan hieman konservatiivinen molemmilla liitostyyteillä (Tapaus I ja II). Standardin BS 7608 keskiarvo- $S-N$  -käyrän perusteella määritetyt vauriosummat olivat kaikkein ei-konservatiivisimmat jokaisella kuormituspektrillä (sarja A, B ja C).



Taulukko 3. ASW koekappaleiden tulokset [7] ja vauriosummien vertailu, Tapaus I (type F).

Sarja	Minimi $p_i$	Syklien määrä murtumishetkellä	$D_{exp}$	$D_F$	$D_{3R}$
A	0.25	1100000	0.46	0.25	0.48
A	0.25	1500000	0.63	0.34	0.66
A	0.20	2210000	0.53	0.29	0.55
A	0.20	2510000	0.60	0.33	<b>0.43</b>
A	0.15	4100000	0.50	0.28	0.52
A	0.10	16600000	0.79	0.45	0.83
		keskiarvo	0.59	0.32	0.58
B	0.25	1870000	0.78	0.43	0.73
B	0.20	3920000	0.94	0.52	0.86
		keskiarvo	0.86	0.48	0.80
C	0.25	3810000	1.59	0.87	1.28
C	0.20	5620000	1.34	0.74	1.04
		keskiarvo	1.47	0.81	1.16
		keskiarvo	0.82	0.45	0.74

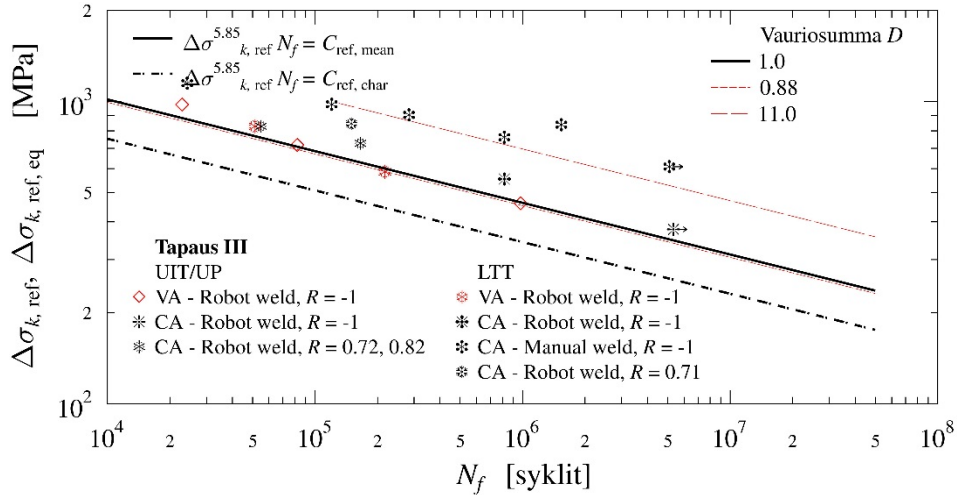
Taulukko 4. ASW koekappaleiden tulokset [7] ja vauriosummien vertailu, Tapaus II (type G).

Sarja	Minimi $p_i$	Syklien määrä murtumishetkellä	$D_{exp}$	$D_G$	$D_{3R}$
A	0.15	1370000	0.43	0.28	1.09
A	0.10	3160000	0.41	0.26	0.96
A	0.06	11300000	0.48	0.28	<b>0.93</b>
A	0.04	36600000	0.49	0.27	0.94
		keskiarvo	0.45	0.27	0.98
B	0.10	5710000	0.75	0.47	1.49
C	0.10	31200000	4.08	2.55	6.77
		keskiarvo	1.11	0.69	2.03

### Tapaus III

Marquis *et al.* [8, 9] ovat artikkelissaan raportoineet LTT-lisäaineella hitsattujen ja UIT/UP-käsiteltyjen kuormaa kantamattomien pitkittäishitsien väsytykokeiden tulokset. Tässä tutkimuksessa on huomioitu vain hitsin rajaviivalta vaurioituneiden koekappaleiden tulokset sekä kaksi vakioamplitudikuormitettua koekappaletta, joiden vauriot ovat ydintyneet kylmäjuoksusta. Vaihtuva-amplitudiväsytykokeiden tulokset on analysoitu 3R-menetelmällä käyttäen yhtälöä (6) ja vakioamplitudiväsytykokeiden tulokset käyttäen yhtälöä (2). Kuvasta 10 nähdään, että vakioamplitudiväsytykokeiden tulokset ovat selvästi keskiarvoisen ”master”  $S-N$  -käyrän yläpuolella. Näistä koekappaleista suurin osa on manuaalisesti hitsattuja ja jännityssuhteella  $R = -1$  testattuja. Vaihtuva-amplitudiväsytykokeiden tulokset puolestaan osuvat hyvin ”master”  $S-N$  -käyrälle. Marquis *et al.* [8] raportin mukaan vakioamplitudikuormitetuilla LTT-lisäaineella manuaalisesti hitsatuilla koekappaleilla saavutettiin väsytykokeissa noin 30 % paremmat väsymiskestävyydet kuin vastaavilla robottihitsatuilla kappaleilla. Todennäköisesti hitsien jäännösjännitykset olivat suotuisammat manuaalisesti hitsatuissa koekappaleissa, mikä selittää eroavaisuudet väsytykokeituloksissa. Tässä tutkimuksessa LTT-lisäaineella hitsattujen koekappaleiden jäännösjännitykset arvioitiin olevan nolla molemmilla hitsausmenetelmillä (manuaali ja robotti). Mikäli manuaalisesti LTT-lisäaineella hitsattujen koekappaleiden jäännösjännitykset olisivat  $-0.35f_u$ ,

vakioamplitudiväsytykskoekoiden tulokset laskisivat noin 30 % ja sijoittuisivat samalle tasolle kuin keskiarvoinen ”master”  $S-N$  -käyrä.



Kuva 10. Analyysin tulokset referenssikoordinaatistossa, Tapaus III

Alkuperäisessä [9] artikkelissa väsytykskoetuloksia on verrattu IIW:n mukaiseen keskiarvo- $S-N$  -käyrään (FAT 160,  $FAT_{mean} = 1.37 \cdot 160$  MPa ja  $m = 5$ ). Vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen koekappaleiden ekvivalentti nimellinen vakioamplitudijännitysvaihtelu (Taulukko 5) on määritetty perustuen yksinkertaiseen  $S-N$  -käyrään, jonka kaltevuus  $m = 5$ . Vauriosummat  $D_{char}$  ja  $D_{mean}$  murtumishetkellä (Taulukko 5) on määritetty käyttäen FAT 160 ja  $FAT_{mean}$   $S-N$  -käyrää.  $D_{3R}$  on 3R-menetelmän ”master”  $S-N$  -käyrän perusteella laskettu vauriosumma.

$FAT_{mean}$   $S-N$  -käyrään perustuva vauriosumma on enimmäkseen ei-konservatiivinen, kun 3R-menetelmällä määritetty vauriosumma puolestaan vastaa kohtalaisesti keskiarvoista ”master”  $S-N$  -käyrää ( $D = 1$ ). Täysin sopivan vertailun tekeminen vaatisi nimellisen jännityksen tasolla määritetyn vakioamplitudisen  $S-N$  -käyrän luomista eri hitsaus- ja jälkikäsittelymenetelmille. Tässä tutkimuksessa ko. käyrää ei ollut mahdollista muodostaa puutteellisten datatietojen vuoksi.

Taulukko 5. Testitulokset [8] ja vauriosummien vertailu, Tapaus III.

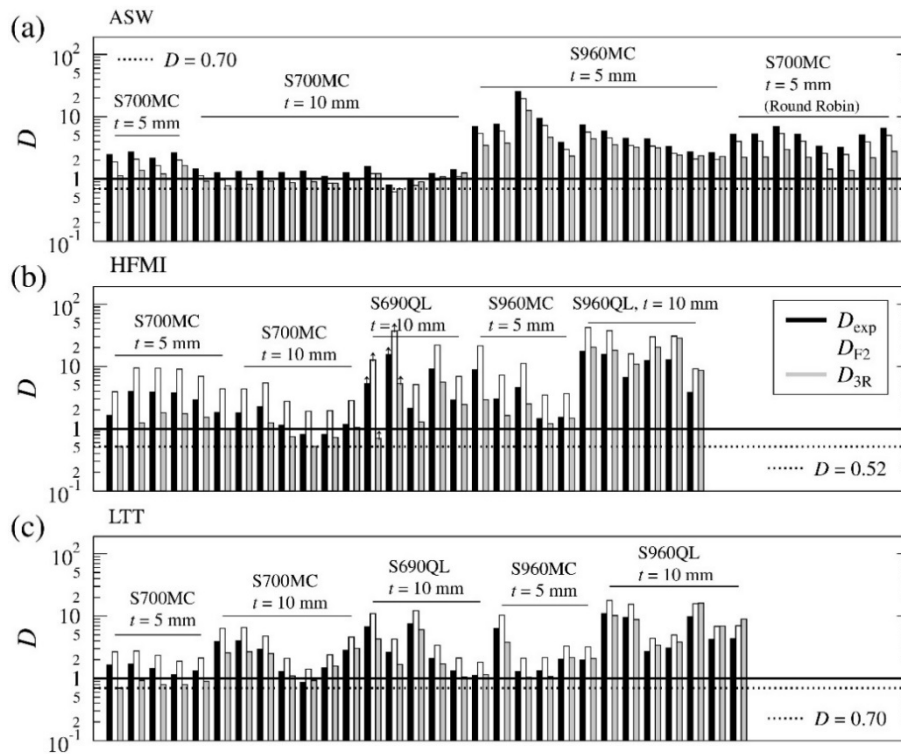
Jälkikäsittely	$\Delta\sigma_{nom,eq}$ MPa	Syklimäärä murtumishetkellä	$D_{mean}$	$D_{char}$	$D_{3R}$
UIT/UP	469	22896	0.51	2.48	1.83
	363	82123	0.51	2.47	1.08
	256	978000	1.06	5.13	<b>0.96</b>
LTT	363	51410	0.32	1.55	1.56
	256	217284	0.24	1.14	<b>0.87</b>
		keskiarvo	0.53	2.55	1.26

### Tapaus IV

FATWELDHSS-projektissa [10] on raportoitu hitsatussa tilassa olevien, LTT-lisäaineella hitsattujen ja HFMI-jälkikäsitteltyjen koekappaleiden väsytykskoetuloksia.

Kuvassa 11 on esitetty kaikille koekappaleille laskettujen vauriosummien vertailu. Vertailussa on käytetty 3R-menetelmällä määritettyjen vauriosummien  $D_{3R}$  lisäksi vauriosummaa  $D_{exp}$  ja  $D_{F2}$ . Vauriosumma  $D_{exp}$  perustuu vakioamplitudiväsytykskoekiden avulla määritettyyn keskiarvo- $S-N$  -käyrään (nimellisen jännityksen tasolla), jonka kaltevuus  $m = 3$  ja määrittäksessä on käytetty kaikkia vakioamplitudiväsytykskoekteita ( $R = 0.1$  ja  $R = 0.5$ ) kullekin käsittelylle (ASW, HFMI, LTT) erikseen. Regressioanalyysillä määritettiin hitsatussa tilassa oleville liitoksille keskiarvo  $FAT = 78$  MPa, HFMI-käsitellyille liitoksille  $FAT = 114$  MPa ja LTT-lisäaineella hitsatuille liitoksille  $FAT = 100$  MPa. Vauriosummat  $D_{F2}$  on laskettu perustuen standardissa BS 7608 [13] ilmoitettuun tyyppiin F2 (Class F2) keskiarvo- $S-N$  -käyrään. Kuvassa 11 esitetty katkoviiva osoittaa pienimmän vauriosumman  $D_{3R}$  arvon.

”Master”  $S-N$  -käyrään perustuvat vauriosummat  $D_{3R}$  muodostuivat samankaltaisiksi kuin väsytykskoekiden avulla määritettyyn  $S-N$  -käyrään perustuvat vauriosummat  $D_{exp}$ . HFMI-käsitellyillä ja LTT-lisäaineella hitsatuilla kappaleilla vauriosumma  $D_{F2}$  on kaikkein konservatiivisin.



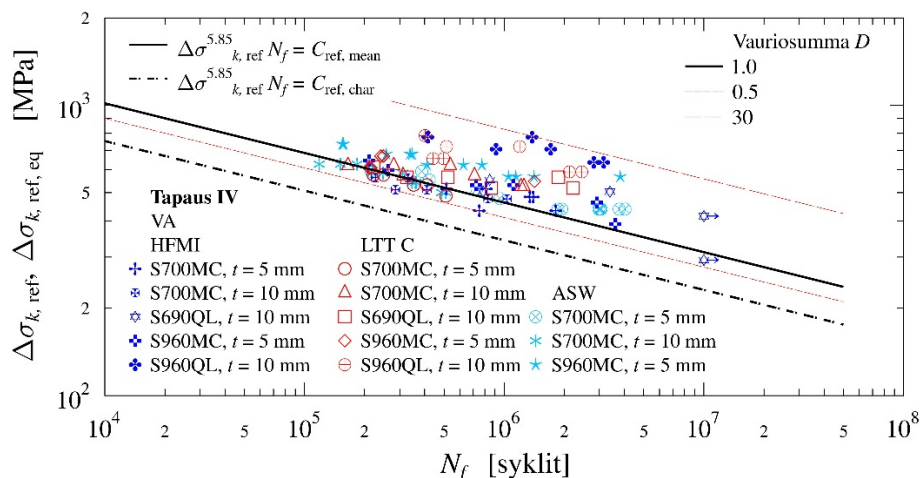
Kuva 11. Vauriosummien vertailu ASW- (a), HFMI- (b) ja LTT- (c) koekappaleille.

Kuvassa 12 on esitetty kaikki väsytykskoetulokset 3R-menetelmän referenssilovijännityssystemissä. Kaikki S960QL-materiaalin tulokset ovat selvästi keskiarvoisen ”master”  $S-N$  -käyrän yläpuolella. Hitsatussa tilassa olevat S960MC-materiaalin ( $t = 5$  mm) väsytykskoetulokset osuvat paremmin ”master”  $S-N$  -käyrälle, mutta myös ne sijoittuvat hieman käyrän yläpuolelle. Tämä voi johtua oletetuista jäännösännityksistä poikkeavista arvoista tai hitsien koko on ollut analysoinnissa eri kuin todellisuudessa. Kuten aikaisemmin mainittiin, hitsien koko jouduttiin raportoinnin

puutteiden vuoksi arvioimaan lähteessä esitettyjen kuvien perusteella. S960MC-materiaalin ( $t = 5 \text{ mm}$ ) koekappaleiden väsytyскоetulokset laskevat ”master”  $S-N$ -käyrän tasolle, mikäli niiden jäännösjännitykset ovat oletettua matalampia tai jopa hieman puristuksella,  $\sigma_{\text{res}} = 0 \dots -0.1 \cdot f_u$ . Viimeaikaiset laboratoriomittaukset tukevat tätä päätelmää, että lujilla teräksillä hitsauksessa syntyvät jäännösjännitykset ovat matalalla tasolla (vertaa  $\sigma_{\text{res}} = +f_y$ ) tai jopa puristuksella. Esimerkiksi Ahola [15] on raportoinut  $\sigma_{\text{res}} = -0.1 \dots -0.2 \cdot f_y$  suuruisia jäännösjännityksiä S960MC-teräksestä hitsatuissa T- ja X-liitoksissa. Nykänen *et al.* [5] puolestaan on raportoinut S1100QC-teräksen päittäisliitosten jäännösjännitysten arvoksi  $\sigma_{\text{res}} = -0.11 \cdot f_u$ . Samansuuruisen vaikutuksen analysointiin aiheuttaa myös noin 11...14 % pienempi lovivaikutus, joka voi olla seurausta hitsien puutteellisista geometriatiedoista. Käytännössä on mahdollista, että molemmat edellä mainitut tekijät – matalampi jäännösjännitys ja pienempi lovivaikutus – selittävät S960-materiaalien väsytyскоetulosten eroavaisuutta ”master”  $S-N$ -käyrästä.

Materiaalin S960QL ( $t = 10 \text{ mm}$ ) HFMI-käsiteltyjen hitsausliitosten väsytyскоetulokset ovat kuvassa 12 ”master”  $S-N$ -käyrän yläpuolella. Myös näillä koekappaleilla matalampi jäännösjännitys ja pienempi lovivaikutus pudottaisivat väsytyскоetulokset ”master”  $S-N$ -käyrän läheisyyteen. Mikäli käytetään  $\sigma_{\text{res}} = -0.35 \cdot f_u$  alkuperäisen oletuksen sijaan ja lovivaikutusta pienennetään alkuperäisestä  $K_f = 3.39$  arvoon  $K_f = 2.5$ , saataisiin aikaan yhteisvaikutus, joka laskisi koetulokset ”master”  $S-N$ -käyrälle. Valitettavasti  $K_f$ -kertoimen tarkistaminen ei ollut mahdollista, joten tämä jää vain arvailuksi. Mikäli S960QL-materiaalin ( $t = 10 \text{ mm}$ ) LTT-lisäaineella hitsattujen koekappaleiden analysoinnissa käytettäisiin samaa  $K_f$ -arvoa kuin edellä arvioitiin ja jäännösjännitykset olisivat hieman oletettua ( $\sigma_{\text{res}} = 0$ ) matalampia, vastaisivat väsytyскоetulokset jälleen paremmin ”master”  $S-N$ -käyrää. Lisäksi korkeamman murtolujuusarvon käyttö parantaisi tulosten vastaavuutta S960QL-teräksellä. Tässä tutkimuksessa on käytetty nimellistä murtolujuuden arvoa.

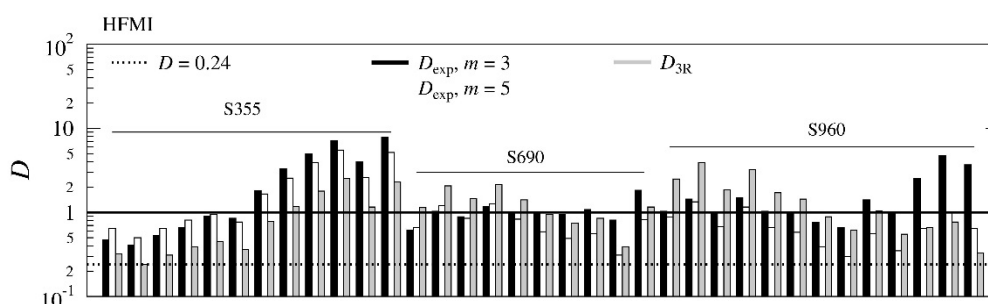
Kuten yllä esitetyissä pohdinnassa osoitettiin, 3R-menetelmän parempi vastaavuus käytännön väsytyскоetulosten kanssa olisi mahdollista, mikäli kaikki analyysiin vaikuttavat parametrit määritettäisiin tarkasti, erityisesti jäännösjännitys. Lovijännityksen tarkka määrittäminen on mahdollista silloin, kun hitsin geometria on hyvin tiedossa. Valitettavasti hitsien geometriat ovat usein heikosti raportoitu, mikä johtaa karkeisiin yksinkertaistuksiin ja sen seurauksena virheellisiin lovivaikutuskertoimiin.



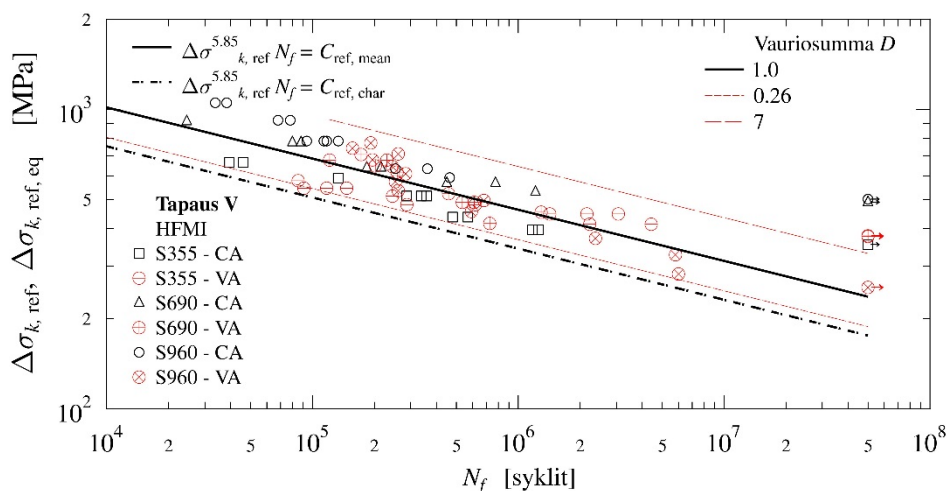
Kuva 12. Analyysin tulokset referenssikoordinaatistossa, Tapaus IV.

## Tapaus V

Kuviin 13 ja 14 käytetty nimellinen jännitysvaihtelu vs. vaurioon johtava kuormitusyökkimäärädata on määritetty raportin [11] kuvista ja voi näin ollen sisältää lieviä epätarkkuuksia. Kuvan 13 vauriosummat  $D_{\text{exp}}$  on määritetty perustuen Leitner *et al.* [11] esittämään dataan, joka sisältää eri teräslaaduista valmistettujen ja vakioamplitudisesti ( $R = 0.1$ ) kuormitettujen HFMI-käsiteltyjen hitsausliitosten väsytyскоetuloksia. Sovitettujen käyrien kaltevuuksina käytettiin arvoja  $m = 3$  ja  $m = 5$ .  $D_{3R}$ -vauriosummat on laskettu 3R-menetelmän ”master”  $S-N$ -käyrää käyttäen ja kuvassa 13 oleva katkoviiva kuvaa  $D_{3R}$ -vauriosumman minimiarvoa.



Kuva 13. Vauriosummien vertailu HFMI-käsitellyillä koekappaleilla, Tapaus V.



Kuva 14. Analyysin tulokset referenssikoordinaatistossa, Tapaus V.

Kuvassa 13 esitetyt vauriosummat  $D_{\text{exp}}$  ( $m = 5$ ) ja  $D_{3R}$  käyttäytyvät varsin samalla tavalla. Tässä T-liitostapauksessa jäännösjännitysvaihtelun lisäksi myös samasta materiaalista valmistettujen liitosten kulmavetäymissä on eroa. S355-liitosten tapauksessa  $D_{\text{exp}}$  ( $m = 5$ ) ja  $D_{3R}$  -tulokset vastaavat toisiaan erittäin hyvin, mikäli kulmavetäymän arvona käytetään  $\alpha = 1.2^\circ$  arvon  $\alpha = 0.6^\circ$  sijaan. Tällöin tulokset eroaisivat vain 2.6...-0.87 % ja keskimäärin 0.7 %. Matalat vauriosummat (7 ensimmäistä) on määritetty korkeilla ( $\geq 355$  MPa) nimellisen jännityksen maksimiarvoilla, mikä mahdollisesti aiheuttaa näiden vauriosummien mataluuden.

Toinen mahdollinen tekijä on se, että Leitner *et al.* [11] käyttää kulmavetäymälle ilmaisua ”kulmadeformaatio” määrittelemättä tätä tarkemmin. Kyseisessä artikkelissa esiintyvä kulmadeformaatio voidaan tulkita olevan vain keskimäärin puolet IIW:n määritelmän mukaisesta kulmavetäymästä [2]. Kaksinkertainen arvo  $\alpha = 1.2^\circ$ , kuten aiemmin, antaisi  $D_{3R}$ -vauriosummaksi alimmillaan 0.34 kuvan 13 arvon 0.24 sijaan. Luonnollisesti muutkin vauriosummat olisivat korkeampia, mikäli vastaavat kulmavetäymien arvot kaksinkertaistettaisiin.

Kahdelle muulle teräslaadulle kulmavetäymän  $\alpha$  arvon pitäisi olla tässä käytettyä pienempi ja myös jäännösjännitystasoa täytyisi säätää, jotta  $D_{exp}$  ( $m = 5$ ) ja  $D_{3R}$  -tulokset vastaisivat paremmin toisiaan. Hajonta olisi kuitenkin huomattavasti suurempi kuin S355-liitoksilla ja tulokset olisivat suhteellisen herkkiä kulmavetäymän arvoille.

## Pohdinta

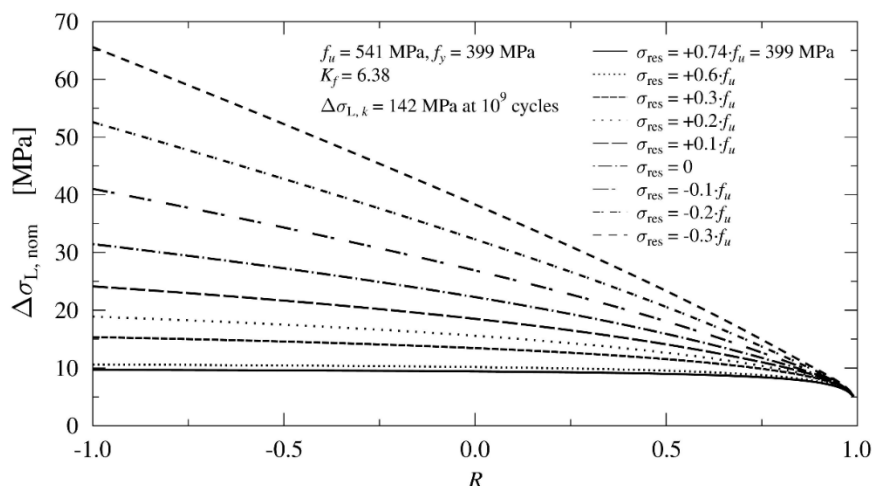
Tässä tutkimuksessa käsitelty ”master”  $S-N$  -käyrä perustuu pienikokoisten läpihitsattujen päittäishitsiliitosten väsytyскоetuloksiin. 3R-menetelmä on kuitenkin sovellettavissa myös muunlaisiin liitoksiin, kuten esimerkiksi kuormaa kantamattomiin pitkittäisjäykisteisiin, levynreunajäykisteisiin, sekä X- ja T-liitoksiin. Menetelmän sovellettavuutta paksuseinämaisten ja suuremman mittakaavan rakenteiden väsymisanalyysiin on vielä tutkittava.

Koska materiaalimalli 3R-menetelmän nykyisessä muodossa on pyritty pitämään mahdollisimman yksinkertaisena, voidaan materiaalin perusominaisuuksia muuttava ilmiö, kuten vasaroinnin aiheuttama muokkauslujittuminen tai materiaalin pehmeneminen, ottaa huomioon ainoastaan murtolujuusarvoa muuttamalla. Tutkimus perustuu perusaineesta helposti saatavilla oleviin materiaaliparametreihin, eikä siinä ole otettu huomioon mikrorakenteellisia ilmiöitä tai ali-/ylilujasta hitsauslisäaineesta aiheutuvia vaikutuksia. Näillä ilmiöillä voi kuitenkin olla vaikutusta nykyiseen ”master”  $S-N$  -käyrään.

Parempi tietämys jäännösjännitysten suuruuksista hitsatussa tilassa, jälkikäsitteilyn tai LTT-käsitteilyn jälkeen on myös oleellista. Esimerkiksi LTT-lisäaineella hitsattujen liitosten jäännösjännitysten voidaan olettaa olevan nolla, mikä voi johtaa konservatiivisiin tuloksiin (S960-teräksellä). Oikean jäännösjännitystason määrittäminen on ongelmallista, sillä siihen vaikuttavat hitsauslisäaineen koostumus, palkojen välinen lämpötila, materiaalin lujuus jne. Tämän seurauksena jäännösjännitystaso on tapauskohtainen ja vaikeasti kontrolloitavissa. Vasaroinnissa syntynyt jäännösjännitys vaihtelee riippuen jälkikäsitteilymenetelmästä, mutta oletusta  $\sigma_{res} = -0.255 \cdot f_u$  [5] voidaan pitää soveltuvana HFMI-käsitellyille liitoksille, vaikka S960QL-teräksen väsytyскоetulokset kuvassa 12 ovat melko konservatiivisia. Mittausten perusteella lujuusluokan S960-teräksillä hitsatussa tilassa esiintyvät jäännösjännitykset ovat huomattavasti materiaalin myötölujuutta alhaisempia. Tässä tapauksessa jäännösjännitysten oletaminen pieniksi tai jopa puristusjännitykseksi johtaa vähemmän konservatiivisiin tuloksiin. Taulukon 2 mukaisilla jäännösjännitysoletuksilla kaikki väsytyскоetulokset ovat karakteristisen ”master”  $S-N$  -käyrän yläpuolella. Toisin sanoen arvioitujen vauriosummat olivat suurempia kuin  $D = 0.174$ , jota karakteristinen  $S-N$  -käyrä vastaa. Arvioitujen tulosten voidaan siis tulkita olevan turvallisella puolella. IIW [2] suosittelee suunnitteluarvoksi  $D = 0.5$ , mikä perustuu karakteristisiin  $S-N$  -käyriin. Keskiarvoiseen ”master”  $S-N$  -käyrään perustuvat vauriosummat  $D_{3R}$  ovat hyvin

samansuuruisia kuin eri teräslaaduille ja jälkikäsitellyille muodostetut vakioamplitudiset keskiarvo- $S-N$ -sovitteikäyriin perustuvat vauriosummat  $D_{exp}$ .

Kaikki vauriosummat määritettiin ottamatta huomioon vakioamplitudista väsymisrajaa (CAFL). Tällä hetkellä ei ole selvää, kuinka CAFL referenssilovijännityssysteemissä määritellään – tai onko se edes tarpeellinen. Periaatteessa yksi arvo voi olla riittävä. Menetelmän itsessään olisi kyettävä ottamaan huomioon eri tekijöiden vaikutukset. Tarkastellaan tapausta II hieman tarkemmin CAFL:n kannalta, koska ko. tapauksen (Tapaus II) laskennassa otettiin huomioon myös spektrin matalimpia jännitysvaihteluita. Mikäli valitsemme väsymisrajan vastaamaan keskiarvoistetun ”master”  $S-N$ -käyrän arvoa  $10^9$  syklin kohdalla, väsymisraja on 142 MPa. Zhang & Maddox [7] analysoivat Tapaus II:n tuloksia nimellisen jännityksen menetelmällä ja raportoivat, että pienin merkityksellinen jännitysvaihtelu riippuu hitsiliitoksen perusväsymiskestävyydestä. Karkean vertailun muodostamiseksi muutettiin referenssilovijännityssysteemin CAFL-arvo (142 MPa) vastaamaan nimellisen jännityksen menetelmää (Kuva 15).



Kuva 15. Arvioidut referenssilovijännityssysteemin arvoa  $\Delta\sigma_{L,k} = 142$  MPa vastaavat vakioamplitudiset väsymisrajat  $\Delta\sigma_{L,nom}$  Tapaus II:lle nimellisen jännityksen menetelmässä.

Arvioidut  $\Delta\sigma_{L,nom}$ -arvot korkeilla jännityssuhteilla Tapaus II:lle ovat noin 8...9 MPa (Kuva 15) ja Tapaus I:lle noin 12...13 MPa. Nämä arvot ovat samaa suuruusluokkaa kuin Zhang & Maddox:n [7] raportoimat. Tästä huolimatta paljon lisädataa on kerättävä ja analysoitava ennen kuin voidaan tehdä johtopäätöksiä siitä, pitäisikö ei-merkitykselliset jännitysvaihtelut ottaa huomioon väsymisrajalla vai bilineaarisella  $S-N$ -käyrällä.

## Johtopäätökset

Tutkimuksessa analysoitiin 3R-menetelmän ”master”  $S-N$ -käyrän soveltuvuutta vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten väsymiskestävyyden arviointiin. Kirjallisuudessa ja tieteellisissä artikkeleissa esitettyjen vaihtuva-amplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten väsymiskoetuloksia analysoitiin referenssilovijännityssysteemissä käyttäen Palmgren-Miner:n sääntöä sekä 3R-

menetelmän keskiarvoistettua ”master”  $S-N$  -käyrää. 3R-menetelmällä määritettyjä vauriosummiat verrattiin myös nimellisen jännityksen menetelmän  $S-N$  -käyrän avulla laskettuihin vauriosummiin. Nimellisen jännityksen menetelmän vakioamplitudiset  $S-N$  -käyrät määritettiin vakioamplitudiväsytyскоetulosten avulla. Vakioamplitudiset väsytyскоeet suoritettiin samanlaisille liitostyypeille ja jälkikäsitteilyille kuin vaihtuvamplitudiset kokeet, jolloin jäännösjännitustasojen ja lovivaikutusten voidaan olettaa olevan samanlaisia. Tutkimuksessa käytettiin yksinkertaista  $S-N$  -käyrää ilman väsymisrajaa.

Vauriosummaan vaikuttaa, minkä  $R$ -suhteen vakioamplitudista  $S-N$  -käyrää analyysissä käytetään. Periaatteessa tämä ei ole 3R-menetelmässä ongelma, sillä referenssinä käytettävä ”master”  $S-N$  -käyrä on jännityssuhteesta, jäännösjännityksestä ja murtolujuudesta riippumaton. Tästä huolimatta näiden parametrien sekä lovivaikutuksen on oltava tiedossa, jotta väsytyскоetulokset voidaan muuttaa referenssilovijännityssysteemiin. Hitsatussa tilassa ja HFMI-käsittelyn jälkeen vallitsevat jäännösjännitykset arvioitiin aikaisempien tutkimuksen perusteella [5]. LTT-käsitellyille hitseille jäännösjännitys oletettiin nolaksi viimeaikaisiin mittaustuloksiin [16, 17] perustuen. Mitattuja jäännösjännitysten arvoja käytettiin analyyseissä silloin, kun ne oli alkuperäisiin lähteisiin raportoitu. Lovijännitykset laskettiin käyttäen hitsin rajaviivalla fiktiivistä pyöristyssädettä  $\rho = 1$  mm. Samaa pyöristyssädettä käytettiin kaikille koekappaleille (ASW, HFMI ja LTT).

Määritettyihin vauriosummiin ja vertailuihin perustuen tuloksista voidaan tehdä seuraavia johtopäätöksiä:

- 3R-menetelmä, joka ottaa huomioon jäännösjännitykset, paikallisen jännityssuhteen sekä materiaalin murtolujuuden, soveltuu myös vaihtuvamplitudisesti kuormitettujen hitsausliitosten analysointiin.
- 3R-menetelmällä lasketut vauriosummat vastaavat kokeellisesti määritettyjen nimelliseen jännitykseen perustuvien vakioamplitudi- $S-N$  -käyrien avulla laskettuja vauriosummiat.
- Kaikki ekvivalentit vakioamplitudikuormitusvaihtelut lovijännitustasolla olivat karakteristisen ”master”  $S-N$  -käyrän yläpuolella referenssilovijännityssysteemissä.
- Karakteristinen ”master”  $S-N$  -käyrä vastasi vauriosummaa  $D = 0.174$ .
- Alhaisimmat vauriosummat (0.24...) saatiin T-liitoksille (Tapaus V) korkeilla nimellisjännityksen maksimitasoilla ( $\sigma_{\max} \geq 355$  MPa, S355). Kun maksimijännitys oli matalampi kuin myötölujuus, pienin laskettu vauriosumma oli 0.39.
- Tuloksissa esitetyt konservatiiviset vauriosummat olivat pääosin vähemmän konservatiivisia kuin ne vauriosummat, jotka oli laskettu kokeellisesti määritettyjen vakioamplitudisten  $S-N$  -käyrien avulla.



## Kiitokset

Tutkimus on tehty SSAB:n, FIMECC Oy:n ja TEKES:n taloudellisella tuella osana ”Breakthrough Steels and Applications” (BSA) -tutkimusohjelmaa. Tekijät haluavat kiittää rahoittajia ja yhteistyökumppaneitaan.

## Viitteet

- [1] Radaj D, Sonsino M, Fricke W, Fatigue assessment of welded joints by local approaches, 2nd ed., Cambridge: Woodhead Publishing, 2006, p. 639.
- [2] Hobbacher A, "Recommendations for fatigue design of welded joints and components," *International Institute of Welding*, IIW doc. IIW-1823-07/XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07. 2007.
- [3] Nykänen T, Björk T, "Assessment of fatigue strength of steel butt-welded joints in as-welded condition - Alternative approaches for curve fitting and mean effect analysis," *Marine Structures*, vol. 44, pp. 288-310, December 2015. doi:10.1016/j.marstruc.2015.09.005.
- [4] Yildirim H C, Marquis G B, Barsoum Z, "Fatigue assessment of high frequency mechanical impact (HFMI) -improved fillet welds by local approaches," *International Journal of Fatigue*, vol. 52, pp. 57-67, 2013. doi:10.1016/j.ijfatigue.2013.02.014.
- [5] Nykänen T, Björk T, "A new proposal for assessment of the fatigue strength of steel butt-welded joints improved by peening (HFMI) under constant amplitude tensile loading," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 39(5), pp. 566-582, 2016. doi: 10.1111/ffe.12377.
- [6] Deming W E, Statistical adjustment of data, Wiley, NY (Dover Publications edition, 1985), 1943.
- [7] Zhang Y-H, Maddox S J, "Investigation of fatigue damage to welded joints," *International Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 138-152, 2009. doi:10.1016/j.ijfatigue.2008.04.00.
- [8] Marquis G, Björk T, "Variable amplitude fatigue strength of improved HSS welds," *International Institute of Welding*, IIW Doc. XIII-2224-08. 2008.
- [9] Marquis G, Nykänen T, Björk T, "Fatigue crack patterns in ultrasonic peened welded structures during constant and variable amplitude loading," in *International Conference on "Crack Paths" (CP 2009)*, Vicenza, Italy, September 2009.
- [10] Vanrostenberghe S, Clarin M, Shin Y, Driesbeke B, van der Mee V, Doré M., "FATWELDHSS – improving the fatigue life of high strength steel welded structures by post weld treatments and specific filler material," RFCS grant agreement RFS-CT-2010-00032 Final Report, 2015.
- [11] Leitner M, Gerstbrein S, Ottersböck M J, Stoschka M, "Fatigue strength of HFMI-treated high strength steel joints under constant and variable amplitude block loading," *3rd International Conference on Material and Component Performance*.

*Procedia Engineering*, vol. 101, pp. 251-258, 2015.  
doi:10.1016/j.proeng.2015.02.036.

- [12] Leitner M, Gerstbrein S, Ottersböck M, Stoschka M, "Fatigue strength of HFMI-treated and stress-relief annealed high-strength steel weld joints," *6th Fatigue Design conference, Fatigue Design 2015. Procedia Engineering*, vol. 133, pp. 477-484, 2015. doi:10.1016/j.proeng.2015.12.618.
- [13] BS 7608, Fatigue design and assessment of steel structure, London: British Standards Institution, 1993.
- [14] Yildirim H C, Marquis G B, "Notch stress analyses of high-frequency mechanical impact-improved welds by using  $\rho_f = 1\text{mm}$  and  $\rho_f = \rho + 1\text{mm}$  approaches," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 37, pp. 561-569, 2014. doi:10.1111/ffe.12139.
- [15] Ahola A, Effect of loading type on the fatigue of symmetric and asymmetric welded joints made of ultra-high strength steel, Lappeenranta, Finland: Master's thesis. Lappeenranta University of Technology, 2016.
- [16] Nykänen T, Björk T, Laitinen R, "Fatigue strength prediction of ultra-high strength steel butt welded joints," *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*, vol. 36, pp. 469-482, 2013. doi:10.1111/ffe.12015.
- [17] Barsom, J. M., Rolfe, S. T., Fracture and fatigue control in structures: Applications of fracture mechanics, ASTM, 1999.
- [18] Bhatti A A, Barsoum Z, van der Mee V, Kromm A, Kannengiesser A T, "Fatigue strength improvement of welded structures using new low transformation temperature filler materials," *5th Fatigue Design Conference, Fatigue Design 2013. Procedia Engineering*, vol. 66, pp. 192-201, 2013. doi: 10.1016/j.proeng.2013.12.074.
- [19] Dowling N E, Mechanical behavior of materials, Engineering methods for deformation, fracture, and fatigue, 3 th Ed, USA: Pearson Prentice Hall, 2007.

Timo Nykänen, Heli Mettänen, Antti Ahola, Tuomas Skriko ja Olli-Pekka Hämäläinen,  
Timo Björk  
Lappeenranta teknillinen yliopisto  
Teräsrakenteiden laboratorio  
Skinnarilankatu 34, PL 20  
53851 Lappeenranta