

Hitsiliitoksen geometrian vaikutus väsymismitoituksessa

Lassi Keränen¹ ja Juhani Niskanen

Tiivistelmä Tässä tutkimuksessa tarkasteltiin kahdella eri lämmöntuonnilla MAG-hitsattujen päittäisliitosten geometrian vaikutusta S700-lujuusluokan rakenneteräksen väsymiskestävyyteen lovenvaikutuslukujen avulla. Hitsiliitosten poikkileikkausten geometriat tuotiin elementtimenetelmäohjelmistoon, jossa määritettiin malli lovenvaikutuslukujen laskemiseksi. Laskettuja lovenvaikutuslukuja verrattiin kirjallisuuteen ja lovenvaikutuslukujen avulla määritettiin $S-N$ -käyrät, joita verrattiin kirjallisuuden väsytyskoetuloksiin ja mitoitusohjeisiin. Hitsialueen pehmenemisen vaikutuksia väsymiskestävyyteen tarkasteltiin kovuusmittaustulosten perusteella määritetyillä $S-N$ -käyrillä. Tutkimuksessa havaittiin, että hitsialueen geometria selittää suuren osan hitsausliitoksen huonommasta väsymiskestävyydestä hitsaamattomaan perusaineeseen verrattuna. Lisäksi havaittiin, että lovenvaikutusluvun, kappaleen koon, kuormitustavan sekä pinnanlaadun vaikutukset huomioiden lujuusopin menetelmällä määritetty $S-N$ -käyrä on konservatiivinen vastaavilla MAG-hitsatuilla näytteillä suoritettuihin väsytyskoetuloksiin verrattuna. Esitetty lujuusoppiin perustuva menetelmä näyttää siten antavan kohtuullisia tuloksia edellyttäen, että käytettävä lovenvaikutusluku on määritetty riittävällä tarkkuudella.

Avainsanat: ultraluja teräs, hitsaus, lämmöntuonti, lovenvaikutusluku, jännitysintensiiteettikerroin, FEM, väsyminen, murtumismekaniikka

Vastaanotettu: 27.6.2019. *Hyväksytty:* 13.12.2019. *Julkaistu verkossa:* 4.9.2020.

Johdanto

Koneensuunnittelun päämääränä on turvallisesti ja ennalta suunnitellusti toimiva kone tai rakenne. Päämäärän saavuttaminen edellyttää jokaisen komponentin vaurioitumistarkastelua niin, että vaurioitumismekanismi on hallittavissa. Kun kone toimii määritelmänsä mukaisesti, se välittää liikettä tai voimaa, jolloin sen komponentit ovat alttiita vaihtelevan kuormituksen vaikutuksille. Yleisin konerakenteiden vaurio on väsymisvaurio, mikä johtuu juuri vaihtelevasta kuormituksesta. Väsyminen on ilmiö, missä materiaalin alkuvaiheesta, kuten reiän reunasta tai hitsin viasta, kasvaa särö johtaen materiaalin lopulliseen murtumiseen. On havaittu, että kaikista koneiden vaurioista 70–90 % johtuu materiaalin väsymisestä [1].

¹Vastuullinen kirjoittaja: lassi-pekka.keranen@oulu.fi

Geometrian vaikutukset hitsausliitoksen väsymisessä

Nguyen ja Wahab [2] sekä Teng, ym. [3] tutkivat hitsatun päittäisliitoksen geometrian ja jäännösjäännityksen sekä sovitusrvirheen yhdistettyä vaikutusta väsymiskestävyteen ASTM A36 -teräksellä. Nguyen ja Wahab havaitsivat väsymiskestävyuden paranevan 12%, kun reunahaavan kärjen säde pienenee koosta 0,35 mm 0,05 mm: iin, vaikka pyöristyssäteen pienenemisen ajatellaan yleensä pienentävän väsymiskestävyttä. Reunahaavattoman hitsin väsymiskestävyys on puolestaan lähes 60 % parempi verrattuna hitsiin, jossa on reunahaava.

Teng:n tutkimuksessa puolestaan havaittiin hitsin reunan pyöristyssäteellä olevan poikkileikkauksen geometriamuuttujista suurin vaikutus väsymiskestävyteen, väsymiskestävyys parani 21 %, kun hitsin reunan pyöristyssäde kasvoi arvosta 0 mm kokoon 0,25 mm. Nguyen ja Wahab havaitsivat, että jäännösjäännitys heikentää väsymiskestävyttä huomattavasti vasta, kun vetojäännösjäännitys lähenee kyseessä olevan teräksen myötölujuutta. Lisäksi sovitusrvirheen vähentäminen 50 % parantaa väsymisrajaa 150 %, vaikka reunahaavaa olisi havaittavissa, sillä sovitusrvirhe kasvattaa taivutusjäännityskomponentin suuruutta ja lovenmuotolukua. Teng, ym. havaitsivat railokulman ja hitsin kylkikulman vaikuttavan jäännösjäännitystilaa suuruuteen, sillä ne vaikuttavat hitsiaineen määrään. Suurempi määrä kuumaa hitsiainetta aiheuttaa jäähtyessään suuremmat jäännösjäännitykset. Kestävyttä ja kestoikää voidaan siis parantaa poistamalla reunahaava, kasvatamalla reunan sädettä, loiventamalla kylkikulmaa tai jälkikäsittelemällä hitsiliitos muilla tavoin vaikuttamalla esimerkiksi jäännösjäännitystilaa.

Sonsino [4] on tutkinut hitsatun rakenteen suorituskykyä olosuhteissa, joissa kuormitustapa, jäännösjäännitystila, levyn paksuus ja hitsin geometria vaihtelee. Tutkimuksessa tarkasteltiin S355-, S690- ja S960-lujuusluokkien teräksiä ja liitosmuotoina käytettiin päittäisliitosta, poikittaista jäykistettä, kulmaliitosta sekä limitettyä putken jatkosliitosta. Tutkimuksessa havaittiin, että edullisella geometrialla olevien hitsien kestävyttä voidaan parantaa pienentämällä jäännösjäännitystilaa erityisesti vakioamplitudisessa kuormitustilanteessa. Lisäksi havaittiin, että vetojäännösjäännitysten huomiointi Euroopassa käytettyjen suunnitteluohjeiden mukaisesti johtaa konservatiivisiin tuloksiin. Tutkimuksessa todetaan myös, että paikallinen hitsin geometria on tärkein tekijä väsymiskestävyuden parantamisessa, jolloin hitsin geometrian ja kuormitusten tarkasteluun on kiinnitettävä erityistä huomiota. Hitsialueen jäännösjäännitystilaa voidaan vaikuttaa IIW:n suositusten [5, 6] mukaisesti, mutta tavoiteltu lopputulos edellyttää joka tapauksessa edullista geometriaa.

Shen, ym. [7] tutkivat lämmöntuonnin vaikutuksia hitsipalon geometriaan jauhekaarihitsauksessa molemmilta puolin hitsatuilla päittäisliitoksilla. Tärkeimpänä havaintona oli se, että lämmöntuonnin kasvaessa hitsikuvun korkeus, palon leveys, tunkeuman korkeus ja HAZ-alueen leveys kasvavat sekä hitsipalon kylkikulma pienenee. Suuremmalla lämmöntuonnilla hitsin liittymä perusaineeseen on jyrkempi. Lisäksi havaittiin lineaariset korrelaatiot lämmöntuonnin ja palon leveyden, tunkeuman poikkipinta-alan, kuvun poikkipinta-alan, sulana käyneen poikkipinta-alan sekä kylkikulman välille, joissa lineaarisen sovituksen kulmakertoimina ovat vastaavasti 2,88, 28,45, 21,44, 49,89 ja -15,24. Näiden perusteella poikkipinta-aloilla sekä kylkikulmilla on suurin herkkyys lämmöntuonnin muutokselle.

Remes & Varsta [8] ja Liinalampi, ym. [9] ovat tutkineet laser-hybridihitsauksella saatua liitoksen geometriaa, geometrian tilastollista vaihtelua sekä arvioineet hitsiliitoksen geometrian vaikutusta väsymismitoituksessa. Remeksen ja Varstan tutkimuksessa tarkasteltiin 12 mm teräslevyjen päittäisliitosten geometrian muutoksia laser- ja jauhekaarihitsauksella sekä määritettiin lovenmuotoluvut tilastollinen varmuus huomioiden. Tutkimuksessa havaittiin, että laserhitsausmenetelmissä hitsikuvun kylkikulma ei vaikuta lovenmuotolukuun yhtä vahvasti, kuin kaarihitsausmenetelmissä. Jauhekaarihitsauksen lovenmuotoluvuiksi saatiin 2–2,25, kun laseriin perustuvissa menetelmissä vastaava luku on 1–1,8. Koska muotolukujen vaihteluksi saatiin jopa 35 %, tutkimuksessa suositellaan paikallisen geometrian huomioiminen väsymismitoituksessa. Liinalammen, ym. tutkimuksessa tarkasteltiin 3 mm vahvuisten laser-hybridihitsattujen päittäisliitosten geometriaa FE-menetelmän ja loviännitysanalyysin avulla. Loviännitysanalyysissä määritettiin laskentajännitykset eri laskentasyvyyksillä Neuberin säännön mukaisesti ja tulosten perusteella arvioitiin liitosten väsymiskestävyyttä. Lisäksi määritettiin $S-N$ -käyrät väsytykokeiden perusteella. Tutkimuksessa havaittiin laser-hybridihitsauksen tuottavan hyvin kapean hitsin ohuiden levyjen hitsauksessa, joka voi aiheuttaa väsymiskestävyyden huomattavaa heikentymistä aksiaaliseen sovituserheeseen yhdistettynä. Lisäksi havaittiin, että hitsiliitoksen geometrian vaikutusta väsymiskestävyyteen voidaan arvioida hyödyntämällä mitattua paikallista geometriaa yhdessä loviännitysmenetelmän kanssa.

Väsymiskestävyys

Lujia teräksiä käytettäessä on usein tavoitteena suurempien staattisten kuormitusten salliminen. Jos tavanomaisilla teräksillä määritettyjä väsymisluokkia käytetään kyseisissä tilanteissa, ei lujaa terästä käyttämällä välttämättä saavuteta etuja väsymiskestävyydessä pehmeään teräkseen verrattuna, vaan tilanne voi olla jopa huonompi, johtuen siitä, että staattisen kuormituksen lisäksi rakenteeseen kohdistuu väsyttävää kuormitusta. Tällöin yhteenlaskettu kuormitusheilahdus voi olla aiempaa suurempi, mikä johtaisi lyhyempään kestoikään.

Erityisesti konerakenteissa käytettävien ultralujien terästen hitsausliitosten väsymismitoitusterusteista ei ole vielä yhtenäistä kattavaa tietoa, vaikka väsytykokeista on raportoitu useissa eri lähteissä. Costa, ym. [10] suorittivat Domex 600 -teräksellä (myötölujuus 670 MPa) I-railoon MAG-hitsatun päittäisliitoksen väsytykokeita jännityssuhteella (minimijännitys / maksimijännitys) $R = 0$, jolloin käsittelemättömän hitsiliitoksen suurin sallittu jännitysheilahdus syklimäärällä $2 \cdot 10^6$ (väsymisluokka) on 154 MPa (selviytymistodennäköisyys 97,7 %), kun käyrä piirretään vapaalla kaltevuuskertoimella 5,6. Sorger, ym. [11] vertasivat kitka- ja MAG-hitsattujen päittäisliitosten väsymiskestävyyttä S355- ja S690 -teräksillä. MAG-hitsattujen S690-teräksen päittäisliitoksille saatiin väsymisluokaksi (97,7 %) 234 MPa kaltevuuskertoimella $m = 4,1$, kun lämmöntonin mukainen jäähtymisaika $t_{8/5}$ oli 5 s ja väsytykokeissa käytettiin jännityssuhdetta $R = 0,1$. Nykänen, ym. [12] raportoivat väsytykokeista Optim 1100 QC teräksellä V-railoon MAG-hitsatuilla näytteillä jännityssuhteella $R = 0,05 \dots 0,12$, jolloin käsittelemättömän liitoksen väsymisluokka (selviytymistodennäköisyys 95 %) on 189 MPa vapaalla kaltevuuskertoimella 4,83. Vastaava väsymisluokka IIW:n ohjeissa on maksimissaan 112 MPa, ja silloin edellytetään hitsin tarkkaa viimeistelyä, hiontaa ja NDT-tarkastusta.

IIW:n väsymisluokat on määritetty pehmeille teräksille, mutta niitä voidaan käyttää myös lujemmilla teräslaaduilla [6].

Hobbacher [13] ehdottaa hitsausliitosten väsymismitoitusten menetelminä käytettäviksi nimellisen jännityksen, hot spot -jännityksen, ja tehollisen jännityksen menetelmiä sekä murtumismekaniikkaan perustuvia menetelmiä. Radaj et. al. [14] ovat koonneet yhteenvedon nykyisin käytössä olevista hitsin paikallisiin ominaisuuksiin perustuvista väsymislaskentamenetelmistä, joista tunnetuimpia ovat IIW:n mukainen lovijännityksen- tai venymän menetelmä, rakenteellisen jännityksen (hot spot) menetelmä ja modifioitu rakenteellisen jännityksen menetelmä. Lisäksi he esittelevät myös alle 3 mm paksuille teräksille soveltuvia menetelmiä. Eräs pitkälle kehittynyt väsymismitoitusten menetelmä on Nykäsen ja Björkin [15] kehittämä 3R-menetelmä, mikä huomioi jännityssuhteen, murtolujuuden, loven geometrian ja jäännösjännitystilän väsymiskestävyyden arvioinnissa hyödyntäen lovijännitys, SWT -ja paikallisen venymän menetelmää.

Myös murtumismekaniikkaan perustuvia menetelmiä voidaan käyttää hitsausliitosten väsymismitoituksessa. Murtumismekaniikassa tutkitaan olosuhteita, joissa kuormituksen alainen kappale voi murtua siinä olevan särön tai vian suurenemisen takia. Murtumismekaniikan avulla tutkitaan tyypillisesti rakenteen sallittua särökokoja käyttöönottohetkellä, jäljellä olevaa käyttöikää, kriittistä särökokoja, käyttöaikaa kriittisen särökoon tavoittamiseksi, mahdollisuuksia särön kasvun hidastumiselle tai pysähtymiselle sekä rakenteen tarkastusvälejä [16]. Yksi pitkälle kehittynyt murtumismekaniikan särönkasvumalli on ns. NASGRO-malli, joka on alun perin kehitetty ilmailuteollisuuden tarpeisiin kuvaamaan pitkien säröjen kasvua. Alkuperäinen NASGRO-yhtälö perustuu Formanin ja Mettu:n särönkasvumalliin sekä Newmanin malliin särön sulkeutumisesta ja on Formanin, Newmanin, deKonigin, Henriksenin ja Shivakumarin vuonna 1994 kehittämä [17]. Alkuperäinen NASGRO-yhtälö on esitetty esimerkiksi lähteissä [17,18]. Malli ottaa huomioon keskijännityksen, intensiteettikertoimen kynnysarvon, murtumissitkeyden sekä särön sulkeutumisen vaikutukset särönkasvunopeuteen [17,19]. NASGRO-yhtälö pyrkii siis kuvaamaan särön käyttäytymistä kaikilla kolmella Paris'n särönkasvun alueilla. Maierhofer, ym. [19,20] ovat kehittäneet NASGRO-mallia huomioimaan jäännösjännityksen sekä jännityssuhteen vaikutukset myös lyhyiden säröjen tapauksissa. Yleisesti tiedetään, että lyhyt särö voi edetä myös pitkän särön intensiteettikertoimen kynnysarvoa pienemmillä intensiteettikertoimilla [20,21].

Tutkimusongelma

Suurin hidaste kehitykselle on se, että terästen kehittyessä nopeasti, ei suunnittelutietämyksen kehitys ole pysynyt kehityksessä mukana [22]. Talonrakennuksen puolella standardi EN 1993-1-12 [23] sallii käytettäväksi maksimissaan 700 MPa myötölujuuden teräksiä, mutta korkeampia lujuusluokkia standardit eivät vielä täysin tunne. Myös osa nykyisten koneenrakennuksen suunnitteluohjeista ja oppikirjoista pohjautuvat edellä mainittuun standardiin ja muihin Eurokoodi 3:n osiin.

Vaikka väsymisilmiö aiheuttaakin suurimman osan vaurioista, on koneenrakennuksessa huomioitava myös muiden suunnitteluperiaatteiden- ja tietämyksen kehitys väsymisilmiön huomioimisen lisäksi. Kun nämä asiat huomioidaan, koneensuunnittelun tavoitteet on mahdollista saavuttaa myös kehittyneitä materiaaleja hyödyntäen. Laadukas materiaali ei siten yksin takaa ensiluokkaista tuotetta, vaan materiaalin tehokas

hyödyntäminen edellyttää myös suunnitteluosaamista. Nykyisin on tavoitteena parantaa erilaisten koneiden hyötysuhdetta ja kestoikää, mikä tuo tarpeen suunnitella rakenteet yhä kevyemmiksi ja kestävimiksi [24]. Tällöin suunnittelija valitsee yhä useammin lujan, kehittyneen teräksen kohteisiinsa. Jotta kehittyneestä laadukkaasta teräksestä saadaan kaikki hyöty irti, on rakenteet kyettävä suunnittelemaan mahdollisimman optimaalisiksi sekä luotettavuuden että valmistuksen, asennuksen ja kustannustehokkuuden kannalta.

Tässä artikkelissa tarkastellaan kahdella eri lämmöntuonnilla hitsattua päittäisliitosta erityisesti hitsauksen aiheuttaman epäjatkuvuuden kannalta. Artikkelissa esitetään hitsiliitoksen lovenmuoto- ja vaikutuslukujen laskentaa, jännitysintensiiviteettikertoimien määrittystä sekä hitsiliitoksen väsymistarkastelua lujuusopin menetelmiä hyödyntäen. Tavoitteena on selvittää hitsauksen aiheuttaman geometriamuutoksen vaikutusta hitsiliitoksen väsymiskestävyys- ja huomioida hitsialueen pehmentyminen mitoituksessa. Lisäksi tavoitteena on tuoda lisätietoa suunnittelijoille käytännön mitoitusta ajatellen. Aiemmassa tutkimuksessa [24] tarkasteltiin kyntöauran rakenneosien kiinnityskohtien väsymiskestävyttä pääasiassa standardien (EC3) ja perinteisen lujuusopin menetelmillä. Tässä tutkimuksessa syvennytään kuitenkin tarkastelemaan yksittäistä hitsiliitosta, mikä voisi olla osa esimerkiksi edellä mainittua rakennetta.

Loven vaikutukset hitsausliitoksessa

Kirjallisuudessa on raportoitu väsytykskokeita ultralujien teräksien hitsausliitoksille ja näiden perusteella on myös kehitetty tarkempia väsymislaskentamenetelmiä [10-12,25]. Väsytystestauksesta poiketen tässä tutkimuksessa tarkastellaan hitsatun liitoksen poikkeileikkauksia (Kuva 1.), joiden perusteella tutkitaan liitoksen geometrian vaikutusta perusaineen väsymislujuuteen, väsytyiskoetuloksiin ja suunnitteluohjeisiin verrattuna. Kirjallisuustutkimuksen perusteella hitsialueen muotoluvulla on hyvin merkittävä vaikutus väsymiskestävyys- ja väsytyiskoetuloksiin. Hitsigeometrian parantaminen esimerkiksi poistamalla reunahaava, vähentämällä osien sovitusrivihettä tai muuten parantamalla liitoksen geometriaa voidaan vaikuttaa liitoksen väsymiskestävyys- ja väsytyiskoetuloksiin huomattavasti. Useissa tutkimuksissa on havaittu, että esimerkiksi hitsin reunan pyörityssäteen kasvattaminen pienentää lovenmuotolukua, joka puolestaan parantaa väsymiskestävyys- ja väsytyiskoetuloksia. Lisäksi on havaittu, että lovenmuotoluku voi vaihdella huomattavasti myös yksittäisen hitsisauman sisällä, jolloin mitoituksessa käytettävän muotoluvun arviointi tulisi tehdä erityisen huolellisesti. Vetojäännös- ja jännityksellä on havaittu olevan suuri vaikutus hitsatun liitoksen väsymiskestävyys- ja väsytyiskoetuloksiin, mutta kirjallisuustutkimuksen perusteella osa käytössä olevista jäännös- ja jännityksien arviointimenetelmistä voivat olla turhan kriittisiä. Hitsauksessa tuodun lämmön aiheuttamien mikrorakennemuutosten ja jäännös- ja jännityksien vaikutusten tutkiminen jätetään tässä tutkimuksessa tarkastelematta, vaikka etenkin ultralujien terästen tapauksessa niillä voi olla huomattavia vaikutuksia hitsiliitoksen väsymiskestävyys- ja väsytyiskoetuloksiin [3,26].

Lovenmuoto- ja vaikutusluvut

Staattisessa mitoitustilanteessa käytetään yleisesti lovenmuotolukua K_t kertoimena nimellisiä jännityksen σ_{nom} ja geometrisen loven aiheuttaman huippujännityksen σ_{max} välillä kaavan 1 mukaisesti:

$$\sigma_{max} = K_t \cdot \sigma_{nom} \quad (1)$$

Esimerkiksi Rabb on kirjassaan [27] esittänyt lovenmuotoluvun määrittämistä FE-menetelmällä lovetujen väsytyскоesauvojen tapauksessa. Väsymismitoituksessa on käytettävä lovenmuotoluvun sijaan lovenvaikutuslukua K_f , mikä huomioi geometrisen loven vaikutuksen lisäksi materiaalin lujuuden ja epäjatkuvuuskohdassa olevan loven koon vaikutukset [28]. Lovenvaikutusluku saadaan loviherkkyysluvun q avulla, kaavojen 2 ja 3 mukaisesti:

$$K_f = 1 + q \cdot (K_t - 1), \quad (2)$$

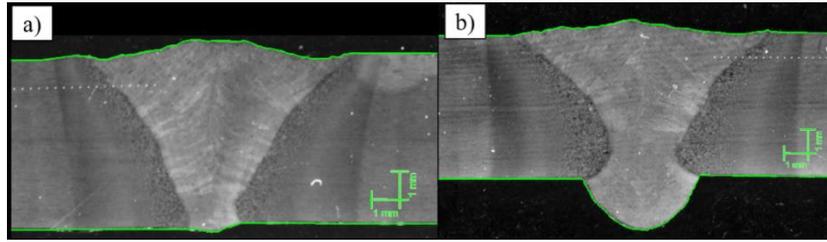
$$q = \frac{1}{1+a/r}, \quad (3)$$

missä a [mm] on murtolujuudesta riippuva vakio ja r [mm] on loven pohjan säde. Loviherkkyysluvulle on olemassa myös muita määritelmiä, kuin kaavassa 3 esitetään. Lovenvaikutusluvun materiaaliparametrin a arvoja on taulukoitu [28], mutta se voidaan myös laskea kyseessä olevan teräksen murtolujuuden R_m perusteella [29], kaava 4. Tällöin parametria a kuvataan termillä a^* .

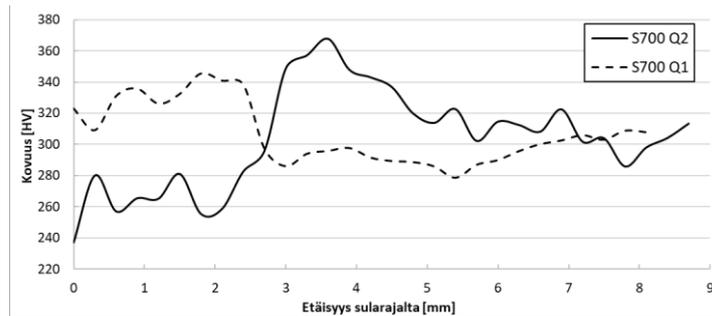
$$a^* = 0,025 \cdot \left(\frac{2068 [MPa]}{R_m} \right)^{1,8} \quad (4)$$

Tässä tutkimuksessa tarkastellaan Strenx 700 MC Plus -rakenneteräksen MAG-hitsattuja päittäisliitoksia. Kyseisen teräksen myötölujuus on vähintään 700 MPa ja murtolujuus 750–950 MPa. Materiaalitoimittajan aineodistuksen mukaan kyseisen teräksen myötölujuus on 733 MPa ja murtolujuus 832 MPa. Hitsaus suoritettiin 6 mm vahvuisiin levyihin 50° kulmaan viistettyyn V-railoon MAG-hitsauksena. Hitsauksessa käytettiin kahta eri lämmöntuontia, minimilämmöntuonti oli noin 0,64 kJ/mm (jatkossa Q1), mikä on noin 80 % suositellusta maksimiarvosta 0,82 kJ/mm kyseisellä teräksellä [30]. Toisena lämmöntuonnin arvona käytettiin noin 0,8 kJ/mm (jatkossa Q2), mikä on lähellä sallittua maksimiarvoa.

Hitsatuista liitoksista leikattiin näytteet poikkileikkauksen tarkastelemiseksi. Näytteet hiottiin, kiillotettiin ja etsattiin niin, että liitoksen eri vyöhykkeet saadaan näkyville. Näin valmistellusta näytteestä otettiin valokuva, joka tuotiin Abaqus-ohjelmistoon poikkileikkausprofiilin mallintamiseksi. Kuvassa 1a esitetään pienemmällä ja kuvassa 1b suuremmalla lämmöntuonnilla hitsattujen liitosten poikkileikkaukset sekä mallinnetut poikkileikkauksen ääriiviat. Hitsausliitoksista mitattiin kovuudet mikrokovuusmittausta käyttäen. Kovuusmittauksissa käytettiin 1 N voimaa, mittaukset tehtiin 1 mm etäisyydeltä liitoksen yläpinnasta ja mittapisteen etäisyytenä käytettiin 0,3 mm. Kovuusprofiilit esitetään kuvassa 2, josta nähdään hitsauksen lämmöntuonnin vaikutus HAZ-alueen kovuuteen hyvin selvästi. Suuremmalla lämmöntuonnilla hitsattuna sularajan viereinen HAZ-alue on selvästi pehmentynyt perusaineeseen verrattuna, mutta 3–4 mm etäisyydellä sularajasta on perusainetta kovempi alue. Pienemmällä lämmöntuonnilla hitsattuna HAZ-alue etäisyydellä 0–3 mm on perusainetta kovempaa, jonka jälkeen kovuudet laskevat perusaineen tasolle.



Kuva 1. Liitosten poikkileikkaukset ja mallinnetut ääriiviivat, a) Q1 ja b) Q2



Kuva 2. Hitsausliitosten kovuusprofiilit sularajalta perusaineen suuntaan

Tämä voi johtua esimerkiksi siitä, että pienempää lämmöntuontia käytettäessä jäähtyminen tapahtuu nopeammin, jolloin voi tapahtua karkenemistä, mikä näkyy suurempina kovuusarvoina.

Murtolujuutta voidaan arvioida kovuusmittauksista saatujen kovuuden arvojen perusteella. Pavlina ja Van Tyne [31] ovat tutkineet kovuuden sekä murto- ja myötölujuuden vastaavuutta useilla eri teräksillä murtolujuusalueella 450–2350 MPa. Tutkittujen terästen mikrorakenteet olivat ferriittiä, perliittiä, martensiittia, bainiittia tai näiden yhdisteitä. Murtolujuuden ja Vickersin kovuuden välillä havaittiin lineaarinen korrelaatio, jota voidaan kuvata kaavalla 5 seuraavasti:

$$UTS = -99,8 + 3,734 \cdot H_V, \quad (5)$$

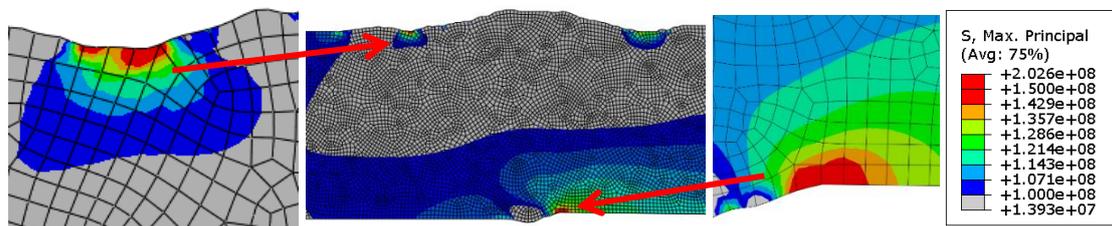
missä UTS on murtolujuus [MPa] ja H_V [HV] on kovuus. Kuvan 2 perusteella matalammalla lämmöntuonnilla hitsatun liitoksen minimikovuus on noin 280 HV ja suuremmalla lämmöntuonnilla 240 HV. Kaavalla 5 saadaan näitä vastaaviksi murtolujuuden arvoiksi noin 946 MPa ja 796 MPa. Lähteessä [31] on esitetty lineaarinen sovitus myös myötölujuudelle YS [MPa], jota kuvaa kaava 6:

$$YS = -90,7 + 2,876 \cdot H_V. \quad (6)$$

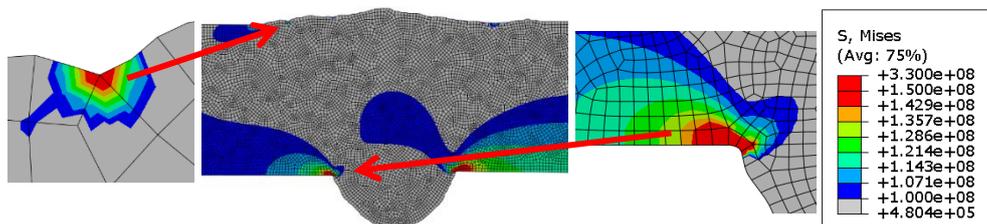
Tällöin minimikovuuksien perusteella saadaan myötölujuuksiksi 715 ja 600 MPa matalamman ja korkeamman lämmöntuontien tapauksissa. Lasketut lujuusarvot vastaavat siis teräsvalmistajan ilmoittamia perusaineen lujuusvaihteluita suuremman lämmöntuonnin myötölujuutta lukuunottamatta.

Hitsiliitosten geometria mallinnettiin Catia-mallinnusohjelmalla, josta se siirrettiin Abaqus-laskentaohjelmaan FE-analyysia varten. FE-mallissa käytettiin tukireaktionä niveltukea näytteen vasemmassa päädyssä ja kappaletta asetettiin kuormittamaan 100 MPa vetokuormitus. Tällä menettelyllä ulkoinen kuorma on puhtaasti nimellisjännitykseen

verrannollista vetokuormitusta. Materiaalimallina käytettiin kimmoista lineaarista mallia kimmokertoimella 210 GPa ja suppeumaluvulla 0,3. Mallin ratkaisussa käytettiin kvadraattista 8-solmuista elementtiverkkoa CPS8R-elementtityypeillä. Elementin sivun mitana käytettiin 0,12 mm, jolloin tällä elementtityypillä laskentapisteitä on 0,06 mm välein. Laskentamallin tulokset esitetään kuvassa 3 pienemmällä lämmöntuonnilla 0,64 kJ/mm hitsatulle liitokselle. Suuremmalla 0,8 kJ/mm lämmöntuonnilla hitsatusta näytteestä tehtiin myös FE-malli, jonka ratkaisu esitetään vastaavasti kuvassa 4. Kuvissa 3 ja 4 esitetään pääjännitysten suuruudet siten, että nimellisjännitys 100 MPa vastaa sinistä väriä, nimellisjännitystä matalammat jännitykset esitetään harmaalla värillä ja 150 MPa ylittävät jännitykset punaisella värillä. Lisäksi tarkasteltiin maksimijännitysten herkkyyttä elementtikoon muutokselle ratkaisemalla malli hienommalla elementin sivun mitalla 0,06 mm sekä karkeammalla elementin sivun mitalla 0,6 mm.



Kuva 3. Laskennan tulokset Q1-poikkileikkauksessa, 0,12 mm elementi, juuren -ja kuvun puolen maksimijännitykset



Kuva 4. Laskennan tulokset Q2-poikkileikkauksessa, 0,12 mm elementi, juuren ja kuvun puolen maksimijännitykset

Kuvasta 3 nähdään, että pienemmällä lämmöntuonnilla hitsatun liitoksen jännityksen maksimi löytyy hitsiliitoksen juuren puolelta. Liitoksen kuvun puolella maksimijännitykset löytyvät hitsin reunan alueilta, ollen kuitenkin juuren puolen jännityksiä pienempiä. Kuvan 4 mukaisesti suuremmalla lämmöntuonnilla hitsatun liitoksen maksimijännitykset löytyvät myös juuren puolelta. Suuremmalla lämmöntuonnilla hitsatessa hitsiainetta on tunkeutunut juuren puolelta huomattavasti enemmän ulos matalampaan lämmöntuontiin verrattuna. Tämä aiheuttaa edellistä tilannetta voimakkaamman epäjatkuuskohdan hitsiliitokseen, mikä näkyy suurempana juurenpuolen maksimijännityksenä matalamman lämmöntuonnin tapaukseen verrattuna.

Kuvassa 5 esitetään juuren sekä kuvun puolen maksimijännitysalueiden maksimipääjännitysten perusteella lasketut lovenmuotolukujen keskiarvot laskennassa käytetyillä elementtikoo'illa. Keskiarvot laskettiin kolmesta solmupistearvosta, joista keskimääräinen vastasi maksimiarvoa. Lovenmuotoluvut on laskettu kaavalla 1 nimellisjännityksen ja solmupistejännitysten keskiarvon perusteella, jotka on muutettu lovenvaikutuslukuiksi

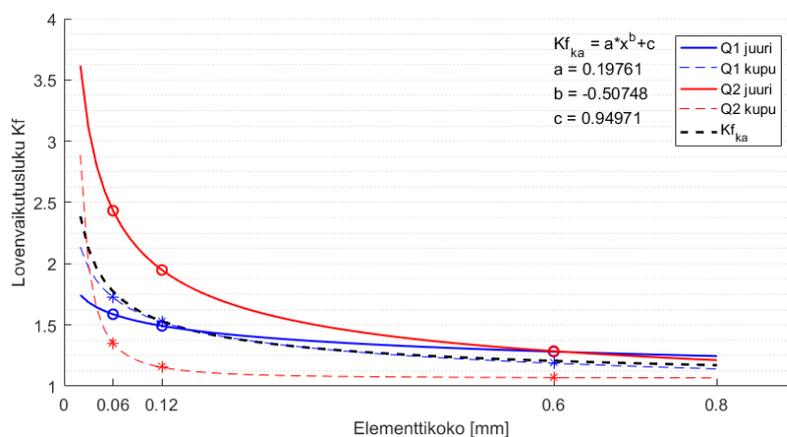
kaavalla 5. Tutkitun teräksen murtolujuus on 832 MPa, jolloin kaavan 3 parametri a saa arvon 0,14 [28] ja kaavalla 4 laskettuna a^* vaihtelee välillä 0,155–0,101 murtolujuuden minimi- ja maksimiarvoilla laskettuna. Murtolujuudella 832 MPa a^* :n arvo on 0,129. Taulukossa 1 esitetään lovenvaikutusluvut laskennassa käytetyt loven pyöristyssäteet, hitsin kylkikulmat sekä eri tavoilla lasketut lovenvaikutusluvut. Parametrin a^* suurempi arvo saadaan alemmaa murtolujuuden arvoa käyttämällä, mikä johtaa pienempään K_f :n arvoon. Murtolujuudella 750 MPa saadaan a^* :lle arvo 0,155 kaavalla 4, jota nyt käytetään lovenvaikutuslukujen laskennassa. Vaihtolujuuden redusoinnissa käytettävän lovenvaikutusluvun K_f laskentakaava saadaan kaavojen 3 ja 4 avulla:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + a/r} \quad (7)$$

Kestorajaa redusoidaan syklimäärää $N = 1000$ vastaavalla lovenvaikutusluvulla K_{f1000} , mikä määritetään loviherkkyysluvun \hat{q} [28] avulla. Kyseessä olevalla S700-teräksellä $\hat{q} \approx 0,3$ ja kestopajaa vastaava lovenvaikutusluku saadaan kaavalla 8:

$$K_{f1000} = 1 + \hat{q}(K_f - 1). \quad (8)$$

Kuvasta 5 nähdään, että elementtimenetelmän avulla määritetyt lovenmuotolukujen arvot ovat herkkiä elementtikoon muutokselle, sillä elementtiverkon tihtäminen kasvattaa lovenmuotoluvun arvoa nopeasti. Laskentakohtien keskiarvoiset muotoluvut sovitettiin $y = a \cdot x^b + c$ -muotoiseen funktioon, missä x vastaa elementtikokoa ja y muotolukua. Kun elementtikokoa pienennetään kymmenesosaan 0,6 mm:stä, nähdään, että muotoluvut ja maksimijännitykset nousevat nopeasti etenkin Q2-tilanteessa juuren puolella. Kuvassa 5 esitetään myös käyrä, joka on laskettu kolmella eri elementtikooilla saatujen muotolukujen keskiarvoista. Myös tämä käyrä on muotoa $y = a \cdot x^b + c$, missä parametrit saavat arvot $a = 0,198$, $b = -0,507$ ja $c = 0,95$. Käyrän voidaan ajatella vastaavan hyvälaatuisen päittäishitsin lovenvaikutuslukua, sillä tarkasteltavassa tilanteessa vain suuremmalla lämmötuonnilla hitsatun näytteen juuren puolen arvot ylittävät keskiarvokäyrän merkittävästi.



Kuva 5. Lovenvaikutusluvun riippuvuus FE-laskennassa käytetystä elementtikooosta

Taulukko 1. Lovenvaikutuslukujen vertailua ja loven säteet ja kylkikulmat

Sijainti	säde ρ	kulma θ	KfFEM 0,12 mm	KfFEM 0,06 mm	Kf Lawrence	Kf Anthes
Q1 kupu	0,2	20	1,52	1,72	1,647887	1,97
Q1 juuri	0,2	14	1,49	1,59	1,591549	1,70
Q2 kupu	0,06	38	1,15	1,35	1,708837	3,68
Q2 juuri	0,15	79	1,95	2,43	2,263934	3,91
Keskiarvo	0,15	37,75	1,53	1,77	1,803052	2,82
Kf (95 %)			2,07	2,53		

Lovenmuotoluku kirjallisuudesta

Lovijännitysmenetelmään liittyen on tehty jonkin verran tutkimusta myös lovenmuoto- ja vaikutuslukujen laskemiseksi myös hitsiliitoksissa. Radaj, ym. ovat koonneet hitsiliitosten lovenmuotolukujen laskentaa eri lähteiden mukaisesti [29]. Radaj:n mukaan Lawrence, ym. antavat vetokuormitetun päittäisliitoksen hitsin reunan lovenmuotoluvulle kaavan

$$K_{t, Lawrence} = 1 + 0,27(\tan\theta)^{1/4} \cdot \left(\frac{t}{\rho}\right)^{1/2}, \quad (9)$$

missä θ on hitsin kylkikulma, t on levynvahvuus ja ρ on hitsin reunan pyöristyssäde. Vastaavasti päittäisliitoksella ja pienahitsatulla ristiliitoksella Anthes, ym. antavat lovenmuotoluvulle kaavan

$$K_{t, Anthes} = 1 + \alpha(\sin\theta)^{0,932} \cdot \left(\frac{t}{\rho}\right)^{0,382}, \quad (10)$$

missä α saa arvon 0,728 vetokuormitustilanteessa. Nämä molemmat kaavat on johdettu laskemalla useiden hitsiliitosten muotolukuja FE- ja BE -menetelmillä. Lawrence:n ja Anthes:n kaavojen 6 ja 7 mukaiset lovenmuotoluvut, pyöristyssäteet ja kylkikulmat esitetään taulukossa 1, missä muotoluvut on muutettu lovenvaikutusluvuiksi kaavaa 7 käyttäen. Taulukossa esitetään myös FE-analyysillä lasketut lovenvaikutusluvut 0,12 mm ja 0,06 mm elementtikooilla. Taulukosta 1 nähdään, että suuremmalla lämmöntuonnilla hitsatussa näytteessä loven pyöristyssäde on pienempi ja hitsin kylkikulma suurempi, mikä johtaa suurempaan muotolukuun etenkin juuren puolella. Radaj, ym. esittää myös tyypilliset lovenvaikutusluvut päittäishitseille olevan välillä 1,4–1,9 [29]. Myös tässä tutkimuksessa lasketut lovenvaikutuslukujen arvot ovat pääasiassa tällä välillä, lukuun ottamatta 0,6 mm elementtikooilla sekä Anthes:n mukaan laskettuja arvoja.

Kun verrataan taulukon 1 FE-laskennalla 0,06 mm elementtikooilla saatuja lovenvaikutuslukuja Lawrence'n mukaiseen lukuun, nähdään, että lovenvaikutuslukujen keskiarvot ovat lähellä toisiaan. Anthes:n mukaiset lovenvaikutusluvut ovat kuitenkin selvästi suurempia. Erot voivat johtua osin siitä, että Anthes, ym. ovat määrittäneet lovenvaikutusluvut molemmilta puolin hitsatuilla päittäisliitoksilla, kun tässä tutkimuksessa tarkastellaan yhdeltä puolen hitsattua päittäisliitosta. Tämän tutkimuksen perusteella näyttää siltä, että FE-laskennassa tulisi käyttää maksimissaan 0,06 mm suuruisia kvadraattisia elementtejä todellisen hitsigeometrian muotolukuja laskettaessa, jotta tuloksena

saatavat muotoluvut vastaavat kirjallisuutta. Taulukossa 1 esitetään myös FE-laskennalla selvitettyjen vaikutuslukujen 95 % selviytymistodennäköisyyttä vastaavat luvut, jotka määritettiin olettamalla lovenvaikutusluvut normaalijakautuneeksi.

Hitsausliitosten väsymismitoitus

Mitoitus lujuusopin perusteella

Määritetään tarkasteltavalle S700-teräkselle $S-N$ -käyrä vastaavalla tavalla lujuusopin mukaisesti kuin lähteessä [24] on esitetty. Menetelmä on yleinen kokemukseen perustuva menetelmä, missä väsymiskestävyyttä arvioidaan kyseessä olevan materiaalin murtolujuuden perusteella. Yksinkertaisuutensa vuoksi menetelmä on helppokäyttöinen ja sitä käytetään usein esimerkiksi hitsaamattomien koneenosien alustavassa väsymismitoituksessa. Koska mitoitus perustuu tarkasteltavan teräksen murtolujuuteen, ei laskennassa yleensä huomioida tilastollista vaihtelua. Vaihtelu voidaan kuitenkin huomioida käyttämällä esimerkiksi tiettyä selviytymistodennäköisyyttä vastaava lovenvaikutusluku. Tällöin kestoraja σ_{1000} ja vaihtolujuus σ_w saadaan kaavoilla 11 ja 12, kun $S-N$ -käyrän suoraa välillä $10^3 \leq N \leq 10^6$ kuvataan yhtälöllä 13:

$$\sigma_{1000} = 0,9 \cdot Rm, \quad (11)$$

$$\sigma_w = 0,5 \cdot Rm, \text{ ja} \quad (12)$$

$$\log(\sigma_a) - \log(\sigma_{1000}) = \frac{\log(\sigma_w) - \log(\sigma_{1000})}{\log(10^6) - \log(10^3)} \cdot [\log(N) - \log(10^3)], \quad (13)$$

missä Rm on murtolujuus, σ_a on jännitysamplitudi ja N kuormitusvaihteluiden määrä. Syklimäärän 10^6 jälkeen $S-N$ -käyrä on vaakasuora. Yhtälö 13 voidaan kirjoittaa sievennetyssä yleisessä muodossa, jolloin siitä saadaan kaavan 14 muotoinen:

$$\sigma_a = 10^\alpha \cdot N^\beta, \quad (14)$$

missä

$$\alpha = \log(\sigma_{1000}^2) \text{ ja} \quad (15)$$

$$\beta = -\frac{1}{3} \cdot \log\left(\frac{\sigma_{1000}}{1,6218 \cdot Rm}\right) [28]. \quad (16)$$

Väsymisrajaan vaikuttavina tekijöinä tulee lisäksi ottaa huomioon kappaleen koon, kuormitustyyppin, pinnanlaadun, pintakäsittelyn ja ympäristöolosuhteiden vaikutukset, sillä ne voivat vaikuttaa joko väsymiskestävyyttä huonontaan tai parantaan. Tällöin saadaan reduoitu vaihtolujuus $\sigma_{w,red}$ kaavan 17 mukaisesti:

$$\sigma_{w,red} = \sigma_w \cdot (\prod c_i), \quad (17)$$

missä c_i vastaa kertoimia edellä esitettyjen tekijöiden vaikutuksille. Kertoimia on taulukoitu monissa tutkimuksissa ja lujuusopin kirjoissa. Tarkastellaan tämän tutkimuksen hitsiliitoksia lähteen [28] mukaisilla kertomilla: koon vaikutus $c_1 = 1$, kuormituksena aksiaalikuormitus $c_2 = 0,7$ ja kuumavalssattu materiaali $c_3 = 0,53$. Mikäli liitos on hitsatussa

tilassa, on liitoksen alueella yleensä suuri vetojäännösjännitys, jolloin se aiheuttaa väsymisrajan pienentävän ($c_4 < 1$) kertoimen. Jos liitokseen on saatu tilannetta helpottava puristusjäännösjännitystilaa, voi kerroin olla suurempi kuin 1.

Kun käytetään terästoimittajan ilmoittamaa murtolujuutta 832 MPa, saadaan kaavoista 11 ja 12 arvot $\sigma_{1000} = 749$ MPa ja $\sigma_w = 416$ MPa. Kun vielä redusoidaan kesto-rajaa ja vaihtolujuutta lovenvaikutusluvuilla K_{f1000} ja K_f , jotka saadaan kaavasta 8 ja 0,06 mm elementtikooalla laskettujen lovenvaikutuslukujen suuren selviytymistodennäköisyyden arvona (taulukko 1) sekä huomioidaan kertoimet c_{1-3} vaihtolujuuden redusoinnissa, saadaan arvot $\sigma_{1000} = 513$ MPa ja $\sigma_{w,red} = 61$ MPa. On huomattava, että nämä jännitysten arvot on ilmoitettu jännitysamplitudina. Näiden arvojen ja kaavan 13 mukainen $S-N$ -käyrä esitetään kuvassa 9 siten, että käyrän kalteva osa on jatkettu syklimäärään 10^7 saakka ja jännitysamplitudit on muutettu jännitysheilahdukseksi. Tällöin $2 \cdot 10^6$ syklimäärää vastaava väsymisluokka on 98 MPa ja kaltevuuskerroin $m = 3,25$. Perinteisen lujuusopin mukaisen $S-N$ -käyrän taivekohta asetetaan yleensä syklimäärään 10^6 kohdalle, mikä voi johtaa turhan korkeaan väsymisrajaan tätä suuremmilla syklimäärillä, joten tässä taivekohta jatkettiin kohtaan 10^7 .

Määritetään vastaavasti hitsaamattoman perusaineen $S-N$ -käyrä lovenvaikutusluvulla 1 koon, kuormitustavan ja pinnanlaadun vaikutukset huomioiden. Lisäksi määritetään käyrät Lawrence:n ja Anthes:n mukaan laskettujen lovenvaikutuslukujen keskiarvoista (taulukko 1) sekä eri lämmöntuonneilla hitsattujen näytteiden minimikovuudesta laskettujen murtolujuuksien perusteella. Käyrät esitetään kuvassa 9 ja väsymisluokat, kaltevuuskertoimet ja mitoitusjännitystä vastaavat kestoajat esitetään taulukossa 2.

Mitoitus nimellisellä jännityksellä

Nimellinen jännitys on jännitys, joka sisältää rakenneosan muotoilusta riippuvan jännityksen, mutta ei sisällä hitsiliitoksen aiheuttamaa jännitysvaihtelua. Yksinkertaisimmillaan veto-puristus -tilanteessa rakennetta kuormittava nimellinen jännitys lasketaan rakenneosaan kohdistuvan voiman ja rakenneosan poikkipinta-alan osamääränä. Mikäli kyseessä on hitsisauman pitkittäissuuntainen leikkausjännitys, poikkipinta-alana käytetään pienahitsin a-mitan ja pituuden muodostaman tason pinta-alaa. Hitsiliitoksen mitoitus suoritetaan vertaamalla mitoitettavaa liitosta ja sen kuormituksia taulukoituihin rakennetyksityiskohtiin ja niitä vastaaviin väsymisluokkiin, jotka on määritetty väsytykskokeiden perusteella. Kokeissa on siis huomioitu hitsauksen aiheuttamat vaikutukset, kuten jäännösjännitykset, $S-N$ -käyrän määrittämisessä. Myös Eurokoodi 3 [32] IIW:n lisäksi opastaa väsymismitoitukseen nimellisellä jännityksellä. [6]

Kuvien 3 ja 4 FE-laskennassa käytetty nimellinen jännitys on 100 MPa. IIW:n mitoitushjeen [6] mukaisesti kuormaa kantavan päittäisliitoksen väsymisluokka on maksimissaan 71 MPa, kun poikittainen päittäisliitos on hitsattu ilman juuritekoa ja juuri on tarkastettu NDT-menetelmin hitsausvirheiden varalta. Väsymisluokka vastaa syklimäärää $2 \cdot 10^6$ ja $S-N$ -käyrän kaltevuuskerroin on 3 syklimäärään 10^7 saakka, jonka jälkeen käyrä on vaakasuora kaksoislogaritmisella asteikolla. Nimellisen jännityksen mukainen $S-N$ -käyrä väsymisluokalla 71 esitetään myös kuvassa 9. FAT 71 -käyrän mukaisesti nimellisellä jännityksellä 100 MPa saadaan vastaavasti kestoajaksi $N = 7,2 \cdot 10^5$.

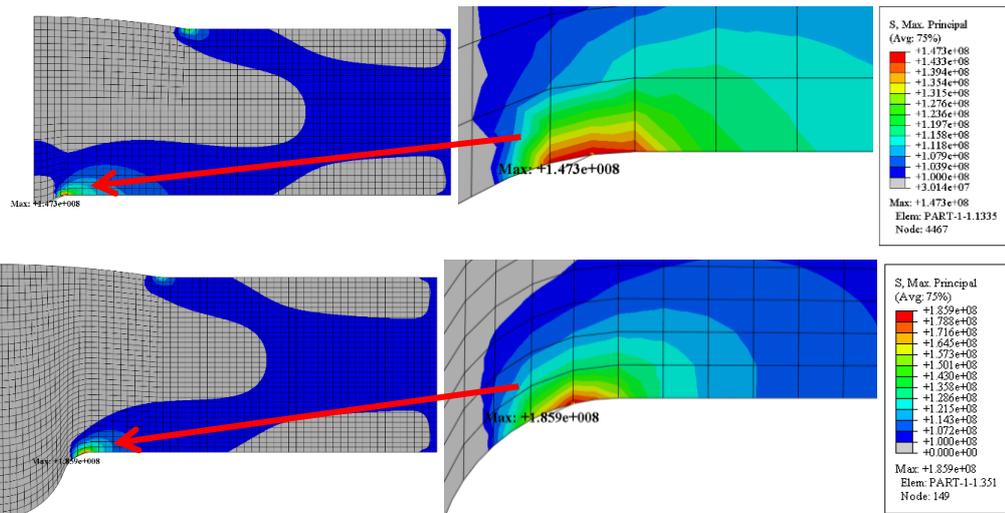
Mitoitus lovijännityksellä

Lovijännitysmenetelmässä hitsiliitos mallinnetaan käyttäen 1 mm pyörityssädettä hitsin reunalla ja juuressa todellisen muodon mallintamisen sijaan, jolloin laskentajännityksistä käytetään nimeä tehollinen lovijännitys. Lovijännitysmenetelmässä käytetään kaikilla liitostyypeillä samaa väsymisluokkaa, mikä on teräksillä FAT 225, ja kaltevuuskerrointa $m = 3$ [6]. Yleisessä tapauksessa lovijännitysmenetelmän käyttö rajoittuu hitsatun tilan liitosten tarkasteluun. Laskennassa on lisäksi varmistettava perusaineen kestävyys niin, että lovijännitysmenetelmän mukainen $S-N$ -käyrä ei ylitä perusaineen $S-N$ -käyrää. Lovijännitysmenetelmän mukainen FAT 225 käyrä esitetään kuvassa 9.

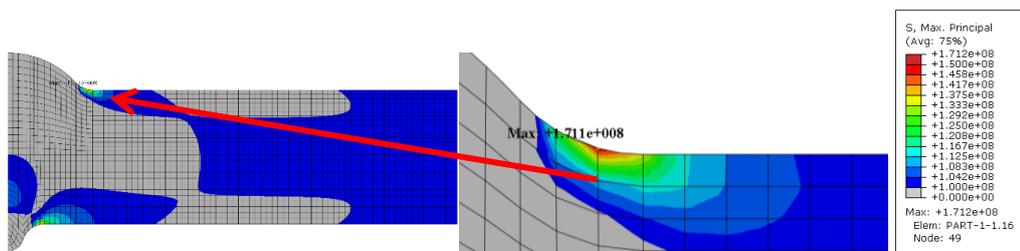
Kuvassa 6 esitetään lovijännitysmenetelmää soveltaen ratkaistut FE-mallit Q1 ja Q2 -liitoksista. Malleissa käytettiin juuren ja kuvun korkeutena ja leveytenä todellisesta geometriasta saatuja juuren ja kuvun mittoja sekä lovijännitysmenetelmän mukaista pyörityssädettä $r = 1$ mm. Elementteinä käytettiin 8-solmuisia CPS8R-elementtejä sivunmitalla 0,25 mm. Kuten kuvasta 6 nähdään, on pääjännitysten maksimiarvot juuren puolella sekä suuremmalla että pienemmällä lämmöntonilla hitsatuissa liitoksissa. Pienemmän lämmöntonin tilanteessa maksimijännitys on 147 MPa ja suuremman lämmöntonilla 186 MPa.

Päittäisliitos mallinnettiin 6 mm paksuisilla levyillä lovijännitysmenetelmän mukaisesti siten, että juurikuvun leveytenä käytettiin 1 mm ja railokulmana 50 astetta sekä kuvun ja juuren liittymäkohtien pyörityssäteinä 1 mm. Lovijännitysmenetelmässä hitsin kylkikulmana tulisi käyttää 30° [6]. Kyseisellä kulmalla hitsikupujen korkeudet ovat tässä tapauksessa standardin SFS-EN ISO 5817 [33] mukaisen hitsiluokan B sallittuja korkeuksia pienempiä, jolloin laskenta voi johtaa hitsiluokan B mukaista sallittua geometriaa pienempiin jännityksiin. Lovijännitykset laskettiin siten standardin kupujen korkeuksien maksimiarvoja käyttäen, jotta ne vastaavat pahinta sallittua tilannetta. Kun verrataan toteutunutta geometriaa standardiin SFS-EN ISO 5817, näyttää Q1-liitos täyttävän hitsiluokan B vaatimukset. Q2-liitos ei täytä hitsiluokan B vaatimuksia, sillä juurikuvun korkeus ylittää sallitun korkeuden sekä kuvun liittymiskulma on sallittua jyrkempi. Tämän laskennan tulokset esitetään kuvassa 7. Lovijännitysmenetelmän mukaisesti laskettu maksimijännitys on edellisistä ratkaisuista poiketen kuvun puolella, ollen 171 MPa, kuten kuvassa 7 esitetään.

Kun verrataan todellisen geometrian perusteella ratkaistuja lovijännityksiä suositusten [6] mukaisella tavalla ratkaistuihin lovijännityksiin, nähdään, että todellisesta geometriasta riippuen jännitys voi erota teorian mukaisesti lasketusta jännityksestä suhteellisen paljon. Mitoitusta tehdessä on myös huomioitava, että maksimijännitys voi löytyä joko juuren tai kuvun puolelta. Nimellisjännityksen ollessa 100 MPa ja laskettaessa lovijännitys todellisesta geometriasta, saadaan maksimijännitykseksi 186 MPa. FAT 225 -käyrän mukaisesti tämä jännitys antaa kestoajan N arvoksi noin $3,5 \cdot 10^6$.



Kuva 6. Todellisen geometrian ja loviännitysmenetelmän yhdistäminen FE-analysissä, ylhäällä pienempi ja alhaalla suurempi lämmöntuonti



Kuva 7. Päittäisliitoksen loviännitysten laskenta, kun hitsin kupujen korkeudet ovat standardin SFS-EN ISO 5817 mukaisessa hitsiluokan B maksimiarvossa

Mitoitus murtumismekaniikan avulla

Hitsiliitosten mitoitus murtumismekaniikan avulla perustuu jännitysintensiiteettikertoimiin K [6], jotka voidaan laskea numeerisesti tai kirjallisuudesta löytyvien laskentakaavojen avulla. Myös intensiteettikertoimilla väsymismitoitus voidaan tehdä joko äärettömälle tai äärelliselle kestoialle. Jännitysintensiiteettikertoimien laskentakaavoja esitetään monissa eri lähteissä eri särögeometrioiden ja kuormitustapausten perusteella, esimerkiksi kuormaa kantaville päittäishitsiliitoksille löytyy laskentakaavat lähteistä [6] ja [34]. Mikkola, ym. ovat esittäneet menetelmän $S-N$ -käyrän määrittämiseksi ekvivalentin alkusärön perusteella, missä ekvivalentti särökoko riippuu tarkasteltavasta geometriasta tai alkuvuonesta [35]. Kyseisessä tutkimuksessa $S-N$ -käyrät määritettiin kuormaa kantamattomille pitkittäiselle riville ja ristiliitokselle.

Jännitysintensiiteettikerroin voidaan laskea myös FE-menetelmällä. Lisäksi mitoitus voidaan tehdä esimerkiksi J -integraalin ja särön kärjen avauman perusteella. Kuormitus-tilanteessa I teräksillä yleinen murtumaan johtava jännitysintensiiteettikertoimen kynnysarvo on noin $4-8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [16] ja hitsiliitoksilla suunnitteluohjeessa [6] käytetään jännitysintensiiteettikertoimen vaihtelun kynnysarvona $\Delta K_{th} = 2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Mikäli havaittu intensiteettikertoimen vaihtelun arvo on kynnysarvoa pienempi, oletetaan että särö ei kasva. Tällöin kyse on äärettömän kestoian mitoituksesta ja tilanteesta, jossa kappale ei

murru kuormituksen pysyessä samana. Mitoitusohjeen [6] mukaan intensiteettikertoimen heilahdus ΔK voidaan laskea kaavalla

$$\Delta K = \sqrt{\pi \cdot a} \cdot (\sigma_m \cdot Y_m \cdot M_{k,m} + \sigma_b \cdot Y_b \cdot M_{k,b}), \quad (18)$$

missä a [mm] on särökoko, K on intensiteettikerroin, σ_m [MPa] on kalvojäännitys, σ_b [MPa] on taivutusjäännitys, Y_m on korjausfunktio kalvojäännityksen intensiteettikertoimelle, Y_b on korjausfunktio taivutusjäännityksen intensiteettikertoimelle, $M_{k,m}$ on korjaus-termi epälineaarille kalvojäännityspiikille ja $M_{k,b}$ on korjaus-termi epälineaarille taivutusjäännityspiikille. Korjausfunktiot ja -termit riippuvat kuormitustapauksesta sekä tarkasteltavasta geometriasta. Lähteessä [34] esitetään kuormitustapaukselle I intensiteettikertoimen heilahduksen laskentakaava

$$\Delta K_I = \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \left(\frac{\sigma_m \cdot Y_m \cdot M_{k,m} + \sigma_b \cdot Y_b \cdot M_{k,b}}{\phi} \right), \quad (19)$$

missä ϕ riippuu laskentasärön syvyydestä a [mm] ja särön leveydestä c [mm] seuraavasti [34]:

$$\phi = \sqrt{1 + 1,464 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}}. \quad (20)$$

Mikäli havaittu jännitysintensiteettikerroin on kynnyksarvoa suurempi, särö kasvaa. Tällöin mitoitus tehdään äärellisen kestojän alueella ja kestoikä riippuu materiaalista, kuormituksesta ja alkusärön koosta. Hitsiliitoksessa oletetaan yleensä aina olevan alkusäröjä. Äärellisen kestojän tapausta kuvataan usein ns. Paris'n lailla. Kestoikä tietyllä jännitysamplitudilla σ_a voidaan johtaa murtumismekaniikan avulla sijoittamalla jännitysintensiteettikertoimen vaihteluväli ΔK (kaava 21) Paris'n lakiin (kaava 22) ja ratkaisemalla syklimäärä N integroimalla lauseke särön alkupituuden a_0 ja kriittisen pituuden a_c välillä:

$$\Delta K = F \cdot \Delta \sigma_a \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (21)$$

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (22)$$

$$\int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{dN} = C(F \cdot \Delta \sigma_a \cdot \sqrt{\pi \cdot a})^m da \quad (23)$$

$$N = \frac{1}{C(F \cdot \Delta \sigma_a \cdot \sqrt{\pi})^m} \cdot \int_{a_0}^{a_c} a^{-\frac{m}{2}} da = \frac{1}{C(F \cdot \Delta \sigma_a \cdot \sqrt{\pi})^m} \left(-2 \cdot \frac{a_c^{-\frac{m+2}{2}}}{m+2} + 2 \cdot \frac{a_0^{-\frac{m+2}{2}}}{m+2} \right)$$

$$\rightarrow N = C^{-1}(F \cdot \sqrt{\pi})^{-m} \left(\frac{2a_0^{1-\frac{m}{2}}}{m+2} - \frac{2a_c^{1-\frac{m}{2}}}{m+2} \right) \cdot \Delta \sigma_a^{-m}, \quad (24)$$

missä F on vakioksi oletettu muototekijä, $\Delta \sigma_a$ on jännitysamplitudi, da/dN on särönkasvunopeus, C ja m ovat materiaalivakioita, ja N on syklimäärä. Mikäli kaavan 21 materiaalivakioiden arvoja ei tunneta, voidaan ferriittis-perliittisillä teräksillä käyttää arvoja $C = 6,9 \cdot 10^{-12} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ja $m = 3,0$ sekä vastaavasti martensiittiselle teräkselle

$C = 1,35 \cdot 10^{-10}$ ja $m = 2,25$ [16]. IIW:n suosituksissa [6] annetaan teräksen hitsiliitoksille vastaavasti arvot $C = 1,65 \cdot 10^{-11}$ ja $m = 3$. Vaihtolujuuden arvo saadaan selville seuraavasti, kun jännitysintensiteettikertoimen vaihteluväli oletetaan kynnysarvon suuruiseksi:

$$\sigma_w = \frac{\Delta K_{th}}{F \sqrt{\pi \cdot a_0}}, \quad (25)$$

missä a_0 on särön alkupituus [16]. Kriittinen särökoko riippuu käytettävän materiaalin murtumissitkeydestä sekä tilanteessa vaikuttavasta jännityksen suuruudesta. Kriittisen särön koko voidaan ratkaista kaavasta 26, kun intensiteettikertoimen vaihteluvälin ΔK suuruudeksi asetetaan kyseisen materiaalin murtumissitkeys ΔK_C :

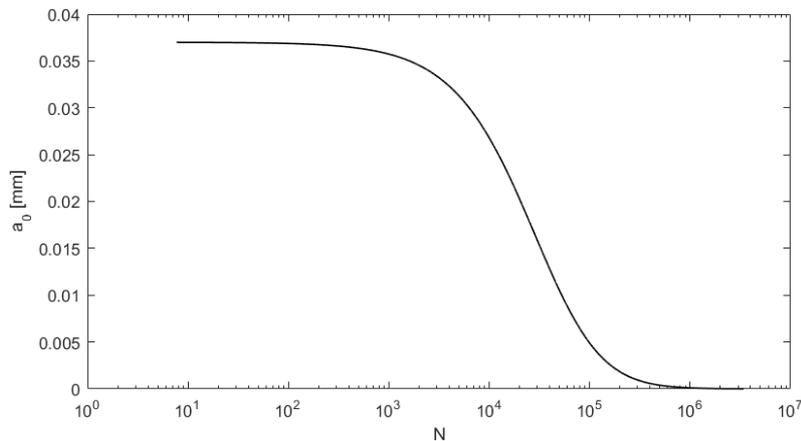
$$a_c = \left(\frac{\Delta K_C}{F \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi}} \right)^2. \quad (26)$$

Jos käytetään arvoa $\Delta K_C = 50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, saadaan kriittiseksi särökooksi noin 37 mm, kun muototekijä lasketaan lähteissä [6,34] päittäisliitokselle esitetyllä tavalla puolielliptisen pintasärön tapauksessa ja käytetään jännitysheilahdusta $\Delta \sigma = 100 \text{ MPa}$. F laskettiin oletamalla särön alkupituuden olevan 0,3 mm, mikä vastaa silmin havaittavan reunahaavan syvyyttä. Tällöin F :n arvoksi saadaan noin 1,47. Kun tarkastellaan kaavalla 25 saatua laskennallista kriittistä särökokoa, huomataan sen olevan hyvin suuri verrattuna tässä tutkimuksessa käytettyyn levynvahvuuteen nähden. Alkusärön koko a_0 on kuitenkin huomattavan paljon kriittistä särökokoa merkittävämpi kestoian määrittämisessä, eikä laskentatulokset merkittävästi muutu, vaikka kriittisenä särökokona käytettäisiin ääretöntä kaavassa 23. Tämä johtuu siitä, että lähestyessä murtumissitkeyden arvoa särön kasvunopeus kasvaa voimakkaasti.

Nyt F :n oletetaan pysyvän vakiona ja vastaavan alkutilannetta, vaikka todellisuudessa se riippuu myös alkusärön koosta. Siten särön kasvaessa myös F muuttuu. Todellisessa mitoitustehtävässä on tehtävä ohjelma, joka laskee kertoimen F uudestaan jokaisen särön kasvattavan syklin jälkeen, jotta mitoitus toimisi mahdollisimman tarkasti.

Sijoittamalla korjauskerroin F jännitysintensiteettikertoimen laskentakaavaan, saadaan laskettua intensiteettikertoimen arvo, mikä on tarkasteltavassa tilanteessa noin $4,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Nyt intensiteettikerroin on kynnysarvoa suurempi, jolloin särö kasvaa ja johtaa kuormitusten jatkuessa murtumaan. Murtuma tapahtuu viimeistään silloin, kun intensiteettikerroin on kyseessä olevan materiaalin murtumissitkeyden suuruinen. Kestoi-ikä saadaan selville kaavan 24 avulla, kun alkusärön koko, kriittinen särökoko, jännitys-amplitudi sekä termit F , C ja m ovat tiedossa. Kun käytetään arvoja $a_0 = 0,3 \text{ mm}$, $a_c = 37 \text{ mm}$, $\Delta \sigma_a = 50 \text{ MPa}$, $F = 1,47$, $C = 1,65 \cdot 10^{-11}$ ja $m = 3$ saadaan kestoikäksi $N = 5756034$.

Yleensä mitoitustilanteessa on ennalta määrätty kestoikä, mikä tulisi täyttyä. Tällöin alkusärön koko on määrävä tekijä kestoikalle. Kun mitoitettavan yksityiskohdan muototekijä F on tiedossa ja oletetaan vakioksi, voidaan laskea kestoikä alkusärön koon funktiona kaavalla 24. Tällöin saadaan selville alkusärön hyväksyttävissä oleva maksimikoko, jotta vaadittu kestoikä täyttyy. Maksimisärökokona on tässä käytetty kaavalla 26 laskettua arvoa. Kuvassa 8 esitetään käyrä, jossa on vaaka-akselilla kestoikä ja pystyakselilla alkusärön koko. Kyseinen käyrä koskee ainoastaan tässä tutkimuksessa esitettyä päittäisliitosta 100 MPa nimellisellä jännityksellä kuormitettuna. Mikäli halutaan määrittää vastaava käyrä toiselle tilanteelle, on määritettävä tekijä F uudelleen.



Kuva 8. Suurin sallittu alkusärön koko millimetreinä kestoajan funktiona tämän tutkimuksen hitsiliitoksella 100 MPa jännitysheilahduksella.

Tulosten tarkastelu

Tutkimuksessa selvitettiin kahden eri lämmöntuonneilla hitsattujen päittäisliitosten lovenmuoto- ja vaikutusluvut FE-menetelmää ja kirjallisuutta hyödyntäen. FE-menetelmällä tiheällä elementtiverkolla lasketut lovenvaikutusluvut vastaavat hyvin Lawrence:n lovenvaikutuslukua. Anthes:n mukaan lasketut lovenvaikutusluvut ovat kuitenkin muita lovenvaikutuslukuja suurempia erityisesti suuremman lämmöntuonin tapauksessa. Tiheällä elementtiverkolla määritetty 95 % selviytymistodennäköisyyttä vastaava lovenvaikutusluku 2,53 on kuitenkin lähempänä Anthes:n mukaan laskettuja lukuja. Lovenvaikutuslukuja käytettiin $S-N$ -käyrän arvioinnissa redusoimalla kestorajaa ja vaihtolujuutta lovenvaikutusluvulla, jolloin huomioidaan geometrian vaikutus rakenneyksityiskohdan maksimijännitykseen siten, että kestoikä voidaan määrittää nimellisellä jännityksellä. Lisäksi vaihtolujuuden redusoinnissa huomioitiin koon, kuormitustavan sekä pinnanlaadun vaikutukset.

Kuvassa 9 esitetään tässä tutkimuksessa määritetyt $S-N$ -käyrät perusaineelle ja hitsatulle päittäisliitokselle S700 teräksellä. Näiden käyrien määrittäminen perustui perinteisen lujuusopin mukaiseen $S-N$ -käyrien määrittämiseen murtolujuuden perusteella, jossa huomioitiin koon, kuormituksen ja pinnanlaadun sekä lovenvaikutuslukujen vaikutukset vaihtolujuutta pienentävänä tekijänä. Kuvasta nähdään, että perusaineen murtolujuuden perusteella määritetyn $S-N$ -käyrän väsymisraja on noin 182 MPa, kun koon, kuormitustavan ja pinnanlaadun vaikutukset on huomioitu. Kun tätä käyrää verrataan samalla murtolujuudella määritettyyn hitsausliitoksen $S-N$ -käyrään, missä myös lovenvaikutusluvut on huomioitu, havaitaan, että perusaineen väsymisraja on noin 3,03-kertainen. Tämä tarkoittaa sitä, että päittäishitsatun liitoksen geometria pienentää hitsatun liitoksen väsymisrajan noin 33 %:iin hitsaamattoman perusaineen väsymisrajaan verrattuna, kun lovenvaikutuslukuna käytetään 95 % selviytymistodennäköisyyttä vastaavaa lukua.

Anthes:n mukaisella lovenvaikutusluvun keskiarvolla määritetty $S-N$ -käyrä on lähellä hitsiliitoksen pehmeimmän kohdan mukaan määritettyä $S-N$ -käyrää sekä väsymisrajaltaan että kaltevuudeltaan, sillä väsymisraja on noin 8 % pienempi kuin 240 HV kovuutta ja lovenvaikutuslukua 2,53 vastaava väsymisraja. Lawrence'n keskimääräisellä

lovenvaikutusluvulla saadaan puolestaan hieman loivempi käyrä, jolloin väsymisraja on noin 31 % suurempi kuin 280 HV kovuuden käyrällä. Tämän perusteella Anthes:n mukaiset lovenvaikutusluvut ovat mitoituksessa varmalla puolella. Kovuuksilla 240 HV ja 280 HV väsymisrajat ovat 31 % ja 37 % perusaineen väsymisrajasta, kun lovenvaikutusluvut ja koon, pinnanlaadun sekä kuormitustavan vaikutukset on huomioitu.

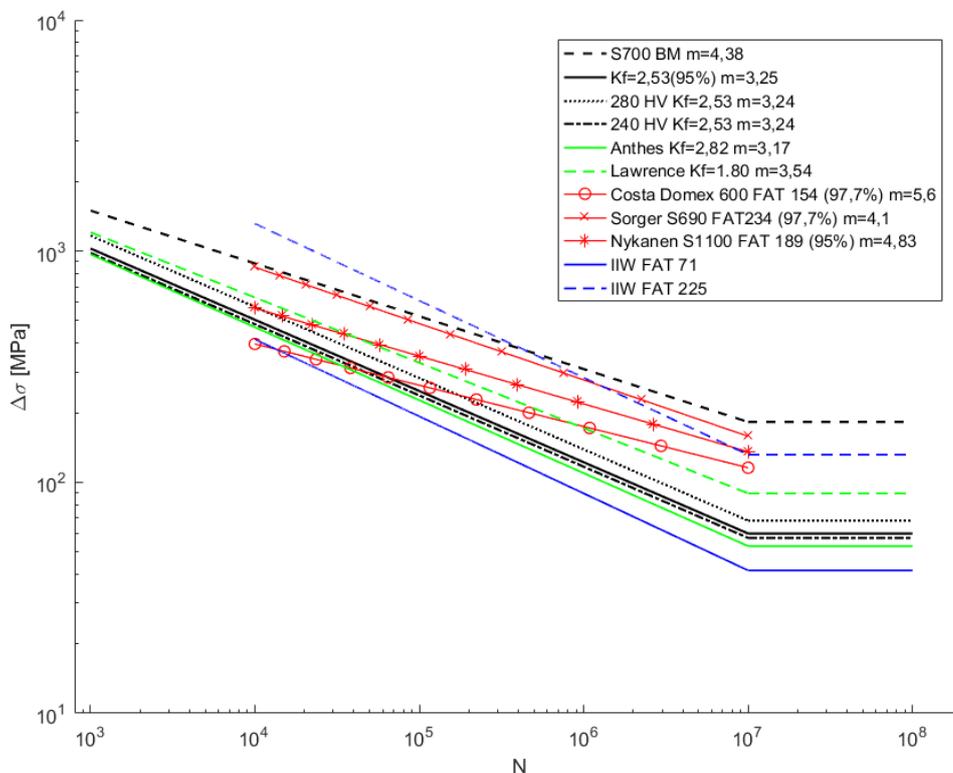
Kuvassa 9 esitetään myös mitoitushojien mukaiset nimellistä- ja lovijännitystä vastaavat $S-N$ -käyrät kyseiselle liitosmuodolle sekä aiempien tutkimusten väsytysovetuloksien [10-12] mukaiset käyrät hitsatuille Domex 600, S690 ja S1100 teräksille. Kun verrataan hitsausliitoksen minimimurtolujuuksista määritettyjä käyriä mitoitushojien FAT 71 -käyrään, on murtolujuuksista laskettujen käyrien väsymisrajat 38–64 % suurempia. S690-teräksen päittäisliitosten $S-N$ -käyrän väsymisraja on kuitenkin noin 2,63-kertainen tässä tutkimuksessa 95 % lovenvaikutusluvun selviytymistodennäköisyydellä määritettyyn käyrään verrattuna. Domex 600 ja S1100 -teräksillä päittäisliitosten väsymisrajat ovat hieman matalampia S690-teräksen päittäisliitokseen verrattuna. Aiempien tutkimusten väsytysovetulosten $S-N$ -käyrien kaltevuuskertoimet ovat suurempia kuin tässä tutkimuksessa määritetyillä käyrillä, mikä tarkoittaa sitä, että lujuusopin mukaiset käyrät sallivat suurempia jännitysvaihteluita pienillä syklimäärillä ja päinvastoin.

Suurempi lovenmuotoluku tarkoittaa jyrkemmin laskevaa $S-N$ -käyrää eli pienempää kaltevuuskerrointa m . Tämä johtuu siitä, että lujuusopin mukaisesti kestorajan lovenvaikutusluku lasketaan vaihtolujuutta vastaavasta lovenvaikutusluvusta. Pienillä kuormanvaihtokerroilla lovenvaikutusluvulla ei siis ole yhtä suurta vaikutusta sallittuun jännitysheilahdukseen korkeaan syklimäärään verrattuna.

Taulukossa 2 esitetään kuvan 9 mukaisten $S-N$ -käyrien väsymisrajat $\Delta\sigma_w$, kaltevuuskertoimet m , jännitysheilahduksen $\Delta\sigma$ suuruudet syklimäärän $2 \cdot 10^6$ kohdalla, käyrää vastaavat mitoitujännitykset $\Delta\sigma_d$ sekä kestoikä sykleinä N mitoitujännityksellä. Lisäksi taulukossa esitetään myös murtumismekaniikan avulla määritetty väsymisraja ja kestoajat, kun nimellinen jännitysheilahdus on 100 MPa. Tällä jännitysheilahduksella mitoitettuna Domex 600, S690 ja S1100 -terästen päittäishitseille saadaan ääretön kestoikä. Mikäli kyseiset käyrät pakotettaisiin esimerkiksi suunnitteluohjeiden mukaiseen kaltevuuskertoimeen 3, väsymisraja olisi matalampi. Murtolujuuksien ja lovenvaikutuslukujen perusteella määritettynä kestoajat 100 MPa jännitysheilahduksella ovat noin 2,3–4 -kertaisia FAT 71 mukaiseen kestoikään verrattuna. Anthes:n ja Lawrence:n käyrien mukaiset kestoajat ovat FAT 71:n kestoikään verrattuna noin 1,9 ja 9,4 -kertaisia. Murtumismekaniikan avulla saatu kestoikä on jo lähes 20 % FAT 71 mukaista kestoikää pienempi, ollen siten tässä tarkastelluista laskentatavoista konservatiivisin. Lovijännityksellä 186 MPa lasketuna käyrä FAT 225 antaa noin viisinkertaisen kestoajan FAT 71 mukaiseen käyrään verrattuna. Yleisesti lovijännitysmenetelmän katsotaan antavan tarkkoja tuloksia, mutta tarkasteltavassa tilanteessa lovijännitysmenetelmällä saatiin huomattavasti suurempi kestoikä muihin menetelmiin verrattuna.

Murtumismekaaniset menetelmät normaalissa koneensuunnittelun väsymismitoituksessa vaativat paljon laskentaa joko käsin tai tietokoneella tehtynä. Suurin hyöty murtumismekaniikasta saadaan siten tilanteessa, jossa on määritettävä suurin vikakoko, joka voidaan tuotteessa sallia. Tämä edellyttää kappaleen NDT-tarkastusta, jotta sallittua suuremmat viat voidaan korjata tai kappale hylätä. Varsinainen mitoitus voidaan kuitenkin tavanomaisessa tilanteessa tehdä helpommilla menetelmillä.

Koska S690-teräs on ominaisuuksiltaan hyvin lähellä tässä tutkimuksessa käytettyä S700-terästä, näyttää lovenvaikutusluvun, murtolujuuden ja muiden pienennystekijöiden perusteella laskettu $S-N$ -käyrä olevan mitoituksessa varmallalla puolella koetuloksiin verrattuna, vaikka esimerkiksi jäännösjännitysten merkitystä ei huomioitu. Liitosalueella hitsauksen aiheuttama pehmeneminen huomioitiin määrittämällä $S-N$ -käyrä liitosten matalimpien kovuuksien perusteella yhdessä lovenvaikutusluvun kanssa. Pienemmän lämmöntuonnin tapauksessa näin saatiin suurempi väsymisraja perusaineen murtolujuudella määritettyyn käyrään verrattuna. Tässä tutkimuksessa lovenvaikutusluvut mitattiin kuitenkin vain yhdestä poikkileikkauksesta kahdella eri liitoksella, joiden perusteella määritettiin yhteinen suuren selviytymistodennäköisyyden lovenvaikutusluku. Hitsisauman geometria voi kuitenkin vaihdella, jolloin lovenvaikutusluku ei ole sama kaikkialla kyseisessä liitoksessa. Tällöin hitsiliitoksen laadusta tulisi varmistua etenkin rakenteen kriittisissä kohdissa, jotta lovenvaikutusluvun avulla voidaan tehdä esimerkiksi alustavia arvioita hitsausliitoksen väsymiskestävyydestä.



Kuva 9. Geometrian, kovuusmittaustulosten sekä kirjallisuuden mukaan lasketuilla lovenvaikutusluvuilla piirretyt $S-N$ -käyrät ja niiden vertailu liitostyyppiä vastaaviin väsytyiskoetuloksiin ja suunnitteluohjeisiin.

Taulukko 2. Eri laskentamenetelmien väsymisrajat, käyrän kaltevuuskertoimet, väsymisluokat, mitoitusjännitykset ja niitä vastaavat kestoajat.

Mitoitusmenetelmä	$\Delta\sigma_w$ [MPa]	m	$\Delta\sigma(N=2e6)$	$\Delta\sigma_d$ [MPa]	$N(\Delta\sigma_d)$
Perusaine, $R_m=832\text{MPa}$	182	4,38	263	100	∞
$R_m=832\text{MPa}$, $K_f=2,53$	60	3,25	98	100	1906100
280 HV, $K_f=2,53$	68	3,24	112	100	2890800
240 HV, $K_f=2,53$	57	3,24	94	100	1651300
Anthes $K_f=2,82$	53	3,17	88	100	1331400
Lawrence, $K_f=1,80$	89	3,54	141	100	6743200
IIW FAT 71	41,52	3	71	100	715800
IIW FAT 225 (ENS)	131,6	3	225	186	3540300
Costa Domex 600	115,5	5,6	154	100	∞
Sorger S690	158	4,1	234	100	∞
Nykänen S1100	135,5	4,83	189	100	∞
Murtumismek	44,3	-	-	100	576034

Johtopäätökset

Tutkimuksessa todettiin MAG-hitsatun päittäisliitoksen geometrian pienentävän väsymisrajan noin 33 %: iin perusaineen väsymisrajaan verrattuna, kun paksuuden, kuormitustavan ja pinnanlaadun vaikutukset väsymisrajaan on huomioitu. Geometrian vaikutus määritettiin lovenvaikutusluvun avulla käyttäen selviytymistodennäköisyyttä 95 %. Hitsatun liitoksen geometrialla näyttää siten olevan hyvin suuri vaikutus liitoksen väsymiskestävyyteen.

Kun hitsauksen aiheuttama hitsialueen pehmeneminen huomioidaan kovuusmitausten perusteella, väsymisraja pienenee sallittua maksimilämmöntuontia käyttämällä noin 31 %: iin perusaineen väsymisrajaan verrattuna. Pienentämällä hitsauksen lämmöntuontia viidenneksellä suositellusta maksimista väsymisraja pienenee noin 37 %: iin perusaineeseen verrattuna. Siten lämmöntuonnin ja pehmenemisen vaikutukset väsymiskestävyyteen näyttävät olevan geometrian vaikutuksiin verrattuna vähäisempiä.

Aiempiin väsytyskoetuloksiin ja väsymisrajoihin verrattuna tässä tutkimuksessa hitsigeometrian perusteella määritetty $S-N$ -käyrä on konservatiivinen etenkin suurilla kuormanvaihtokerroilla, vaikka hitsauksen aiheuttamaa jäännösjännitystilaa ei huomioida. Suunnitteluohjeiden FAT 71 mukaiseen käyrään verrattuna laskennallinen väsymisraja on hieman suurempi, jonka voidaan ajatella johtuvan materiaalin suuremmasta lujuudesta, sillä suunnitteluohjeet on tarkoitettu alun alkaen pehmeille teräksille.

MAG-hitsatun päittäisliitoksen väsymislujuuskäyrän määrittäminen lujuusopin sekä lovenvaikutuslukujen perusteella voi antaa kohtalaisia tuloksia, kun tarvitaan esimerkiksi alustavia mitoitusluoksia. Tällöin lovenvaikutusluvut on määritettävä riittävän tarkasti. Elementtimenetelmää käytettäessä on laskennassa käytettävä riittävän tiheää, maksimissaan 0,06 mm sivunmitalla olevaa elementtiverkkoa ja muita reunaehtoja niin, että laskentatilanne vastaa todellista kuormitustilannetta.

Lähteet

- [1] HM Miekko-oja, Metallioppi, Teknillisten tieteiden akatemia, Kustannusosakeyhtiö Otava, Helsinki, (1960).
- [2] TN Nguyen, MA Wahab. The effect of weld geometry and residual stresses on the fatigue of welded joints under combined loading, *Journal of Materials Processing Tech.* 77 (1998) 201-208. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(97\)00418-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(97)00418-4)
- [3] T Teng, C Fung, P Chang. Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt-welded joints, *International Journal of Pressure Vessels and Piping.* 79 (2002) 467-482. [https://doi.org/10.1016/s0308-0161\(02\)00060-1](https://doi.org/10.1016/s0308-0161(02)00060-1)
- [4] CM Sonsino. Effect of residual stresses on the fatigue behaviour of welded joints depending on loading conditions and weld geometry, *International Journal of Fatigue.* 31 (2009) 88-101. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.02.015>
- [5] GB Marquis, Z Barsoum, IIW recommendations for the HFMI treatment for improving the fatigue strength of welded joints, (2016). https://doi.org/10.1007/978-981-10-2504-4_1
- [6] A Hobbacher, Recommendations for fatigue design of welded joints and components, Welding Research Council, New York, (2009).
- [7] S Shen, INA Oguocha, S Yannacopoulos. Effect of heat input on weld bead geometry of submerged arc welded ASTM A709 Grade 50 steel joints, *Journal of Materials Processing Tech.* 212 (2012) 286-294. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.09.013>
- [8] H Remes, P Varsta. Statistics of Weld Geometry for Laser-Hybrid Welded Joints and its Application within Notch Stress Approach, *Weld World.* 54 (2010) R189-R207. <https://doi.org/10.1007/bf03263505>
- [9] S Liinalampi, H Remes, P Lehto, I Lillemäe, J Romanoff, D Porter. Fatigue strength analysis of laser-hybrid welds in thin plate considering weld geometry in microscale, *International Journal of Fatigue.* 87 (2016) 143-152. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.01.019>
- [10] JDM Costa, JAM Ferreira, LPM Abreu. Fatigue behaviour of butt welded joints in a high strength steel, *Procedia Engineering.* 2 (2010) 697-705. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2010.03.075>
- [11] G Sorger, E Lehtimäki, S Hurme, H Remes, P Vilaça, L Molter. Microstructure and fatigue properties of friction stir welded high-strength steel plates, *Science and Technology of Welding and Joining.* 23 (2018) 380-386. <https://doi.org/10.1080/13621718.2017.1399574>
- [12] T Nykänen, T Björk, R Laitinen. Fatigue strength prediction of ultra high strength steel butt-welded joints, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures.* 36 (2013) 469-482. <https://doi.org/10.1111/ffe.12015>
- [13] AF Hobbacher. The new IIW recommendations for fatigue assessment of welded joints and components – A comprehensive code recently updated, *International Journal of Fatigue.* 31 (2009) 50-58. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.04.002>
- [14] D Radaj, CM Sonsino, W Fricke. Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints, *International Journal of Fatigue.* 31 (2009) 2-11. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.05.019>

- [15] T Nykänen, T Björk. 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*. 39 (2016) 566-582. <https://doi.org/10.1111/ffe.12377>
- [16] K Ikonen, K Kantola, Murtumismekaniikka, Otatiето, Espoo, (1991).
- [17] JW Cardinal, NASGRO Fatigue Crack Growth Analysis Software, (2006).
- [18] B Moreno, A Martin, P Lopez-Crespo, J Zapatero, J Dominguez. On the Use of NASGRO Software to Estimate Fatigue Crack Growth under Variable Amplitude Loading in Aluminium Alloy 2024-T351, *Procedia Engineering*. 101 (2015) 302-311. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.02.037>
- [19] J Maierhofer, R Pippan, H Gänser. Modified NASGRO Equation for Short Cracks and Application to the Fitness-for-purpose Assessment of Surface-treated Components, *Procedia Materials Science*. 3 (2014) 930-935. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.06.151>
- [20] J Maierhofer, R Pippan, H- Gänser. Modified NASGRO equation for physically short cracks, *International Journal of Fatigue*. 59 (2014) 200-207. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.08.019>
- [21] Yukitaka Murakami, *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*, Elsevier Science, GB, (2002).
- [22] K Wallin, S Pallaspuro, I Valkonen, P Karjalainen-Roikonen, P Suikkanen. Fracture properties of high performance steels and their welds, *Engineering Fracture Mechanics*. 135 (2015) 219-231. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2015.01.007>
- [23] SFS-EN-1993-1-12, Eurokoodi 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-12: EN 1993 Laajennus teräslajeihin S700 asti. (2007).
- [24] L Keränen. Kyntöauran rakenteiden kehittäminen mitatun kuormitusaineiston perusteella, *Journal of Structural Mechanics*. 50 (2017) 405-419. <https://doi.org/10.23998/rm.64418>
- [25] T Nykänen, T Björk. Assessment of fatigue strength of steel butt-welded joints in as-welded condition – Alternative approaches for curve fitting and mean stress effect analysis, *Mar.Struct.* 44 (2015) 288-310. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2015.09.005>
- [26] AA Bhatti, I Barsoum, Z Barsoum, H Murakawa. Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion, *Materials and Design*. 65 (2015) 878-889. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.10.019>
- [27] Rabb Roger, Väsyminen ja todennäköisyysteoria, Oulun yliopisto, Suomen Yliopistopaino Oy Juvenes Print, (2017).
- [28] T Salmi, S Pajunen, Lujuusoppi, Pressus, Tampere, (2010).
- [29] Radaj, C. M. Sonsino Sonsino, W. Fricke Fricke, W, Dieter, C. M, *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches*, Woodhead Publishing Ltd, GB, (2006). <https://doi.org/10.1533/9781845691882>
- [30] SSAB, *Welding of Strenx*, (2017).
- [31] EJ Pavlina, CJ Van Tyne. Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels, *J. of Materi Eng and Perform.* 17 (2008) 888-893. <https://doi.org/10.1007/s11665-008-9225-5>

- [32] SFS-EN 1993-1-9., Eurocode 3: Teräsrakenteiden suunnittelu. Osa 1-9: Väsyminen. (2005).
- [33] SFS-EN ISO 5817, Hitsaus. Teräksen, nikkelin, titaanin ja niiden seosten sulahitsaus (paitsi sädehitsaus). Hitsiluokat. (2014).
- [34] E Niemi, J Kemppi, Hitsatun rakenteen suunnittelun perusteet, Opetushallitus, Painatuskeskus, Helsinki, (1993).
- [35] E Mikkola, Y Murakami, G Marquis. Fatigue Life Assessment of Welded Joints by the Equivalent Crack Length Method, Procedia Materials Science. 3 (2014) 1822-1827. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.06.294>

Lassi Keränen, Juhani Niskanen
Oulun yliopisto
Teknillinen tiedekunta
Materiaali- ja konetekniikan tutkimusyksikkö
Erkki Koiso-Kanttilan katu 5, PL 4200
90014 Oulun yliopisto
lassi-pekka.keranen@oulu.fi, juhani.niskanen@oulu.fi