

HITSAUSJÄNNITYSTEN LASKENTA ELEMENTTIMENETELMÄLLÄ

Tero Öberg ja Heikki Keinänen

Rakenteiden mekaniikka, Vol. 23
No 2 1990 s. 3 - 15

YHTEENVETO: Artikkelissa käsitellään hitsauksen aiheuttaman lämpötilakentän analyttisiä ja numeerisia laskentamenetelmiä sekä hitsauksen jälkeisen jäännösjännitystilän laskentaa elementtimenetelmällä. Esitettyä teoriaa sovelletaan kahden levyn päittäishitsauksen analysointiin ja laskentatuloksia verrataan mittaamalla saatuihin arvoihin. Tarkasteltavan yksipalkoisen päittäisliitoksen tapauksessa lasketut arvot ovat hyvin sopusoinnussa mittaustulosten kanssa.

JOHDANTO

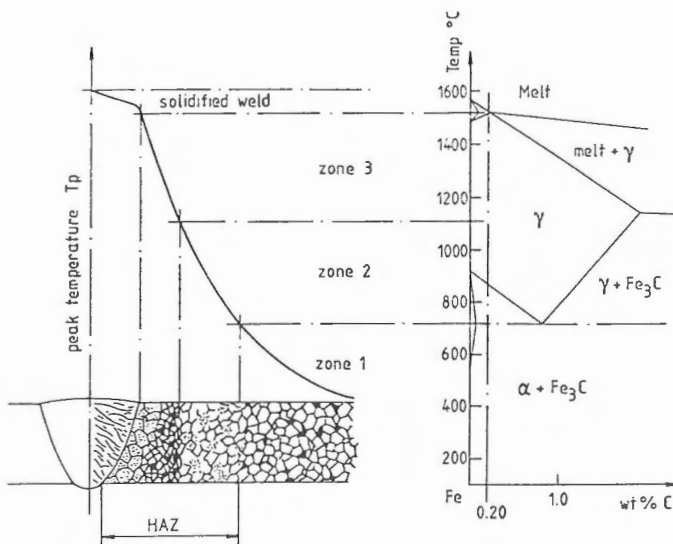
Hitsaamalla liitettävät osat voivat olla hitsauksen aikana kiinnitettyinä erilaisiin tukirakenteisiin tai vapaasti liikkuvia. Kiinnityksillä voidaan vaikuttaa kappaleen mittapitävyyteen hitsauksen jälkeen, mutta seurauksena saattaa esiintyä jäännösjännityksiä jotka vaikuttavat monella tavalla kappaleen käytönaikaiseen lujuuteen. Vapaasti hitsattavissa kappaleissa taas saattaa esiintyä hitsauksen aiheuttamia muodonmuutoksia, joiden oikaisukustannukset voivat olla huomattavia. Oikaisutoimenpiteet aiheuttavat myös usein haitallista iskumelua. Mittapitävyys on myös tärkeää erityisesti automaattihitsauksessa, jossa hitsirailon muoto ei saa muuttua liiaksi hitsauksen aikana.

Keskeisinä tekijöinä jäännösjännitysten ja hitsausmuodonmuutosten syntyyn ovat hitsauskaaren energia hitsin yksikköpituutta kohti sekä hitsausnopeus. Hitsauksen numeerisella simuloinnilla voidaan tutkia näiden parametrien vaikutusta jäännösjännityksiin ja hitsausmuodonmuutoksiin. Myös hitsausjärjestyksen suhteen hitsauksen numeerinen simulointi tarjoaa uusia mahdollisuuksia optimaalisten hitsaustapojen löytämiseksi.

Hitsausjännitysten ja -muodonmuutosten laskentaa ovat tutkineet mm. Masubuchi (1980) ja Makhnenko (1976). Ruotsalaisten tutkijoiden Andersson (1978), Karlsson (1986) ja Lindgren (1985) työ alueella on myös ollut huomattavaa. Suomessa on hitsausjännitysten analysointimenetelmiä tutkittu VTT:n Metallilaboratoriossa vuodesta 1985 lähtien (Bildo & Öberg 1985, Keinänen & Öberg 1989).

METALLURGISIA NÄKÖKOHTIA

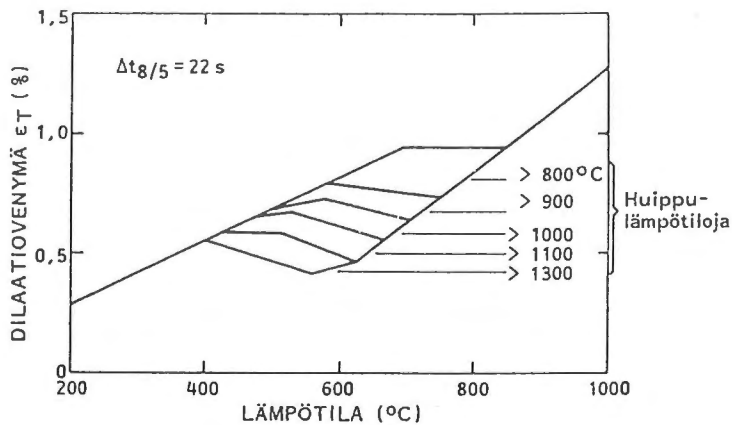
Hitsausprosessissa hitsirailoon tuotu lisäaine sulaa ja jäähtyy verrattain nopeasti. Hitsauskohdassa esiintyy suuria lämpötilan gradientteja, joiden aiheuttamat lämpöjännitykset ovat materiaalin myötörajan suuruusluokkaa. Voimakkaan lämpösyklin vaikutuksesta tapahtuu hitsirailon lähialueella (HAZ, heat affected zone) metallurgisia muutoksia, jotka voidaan jakaa kolmeen alivyöhykkeeseen (kuva 1).



Kuva 1. Hitsauksen aiheuttaman lämpövyöhykkeen (HAZ) jakautuminen kolmeen alivyöhykkeeseen matalahiilisessä teräksessä (Karlsson 1986).

Alueella 1 lämpösykli on niin pieni, että perusmateriaalin mikrorakenteessa ei juuri tapahdu muutoksia. Alueella 2 materiaali normalisoituu jäähtymisvaiheessa, ja raekoko jää pienemmäksi kuin perusmateriaalissa. Alueella 3 perusmateriaali austenisoituu hitsauksen aikana, ja lähellä hitsirailoa rakeilla on ollut aikaa kasvaa aluetta 1 suuremmaksi kun taas lähellä aluetta 2 olevat rakeet jäävät aluetta 1 pienemmäksi.

Lämpölämmitys- ja jäähtymisvaiheessa tapahtuu perusmateriaalissa faasitransformaatioita, joihin liittyy tilavuuden muutoksia. Nämä yhdistettynä lämpölaajenemiseen aiheuttavat ns. dilataatiovenymiä hitsattuun rakenteeseen (kuva 2). Elementtimenetelmässä dilataatiovenymät voidaan ottaa huomioon muuttamalla lämpölaajenemiskertoimen arvoa siten, että lämpölämmityksen aikana seurataan ylintä dilataatiokäyrää ja riippuen tarkastelukohtaan huippulämpötilasta valitaan lämpötilan laskiessa jokin alemmista käyristä.



Kuva 2. Hienoraeteräksen dilataatiokäyriä (Lindgren 1985).

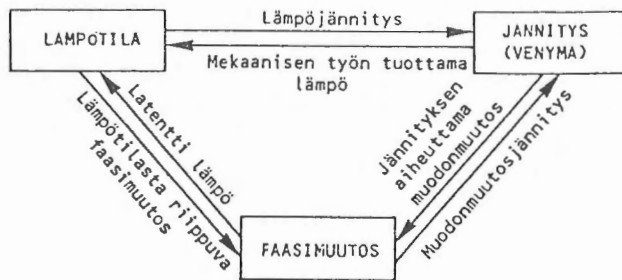
TERMOMEKAANISET KYTKENNÄT

Hitsausprosessissa materiaali-alkion lämpötila, jännitys ja mikrorakenne ovat jatkuvassa vuorovaikutuksessa keskenään (kuva 3). Jännitys- ja venymätalokentän vaikutuksia faasitransformaatioon ja lämpötilakenttään pidetään kuitenkin yleensä vähäisinä. Tästä johtuen hitsausprosessin numeerinen simulointi suoritetaan tavallisesti analysoimalla lämpötilakenttä ja jännitystilakenttä erillisinä kuvan 4 mukaisesti.

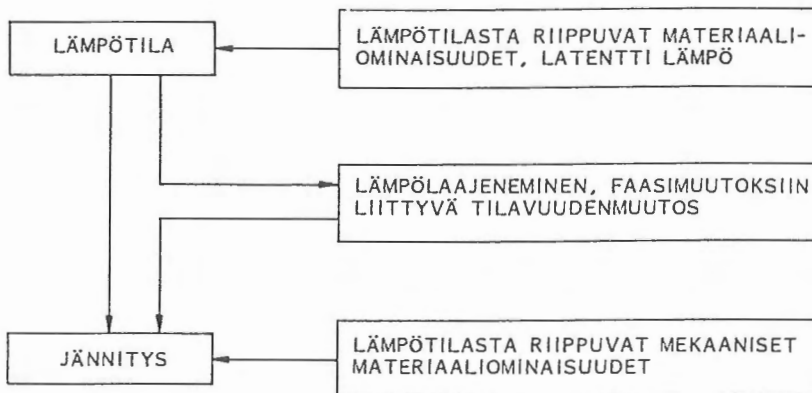
LÄMPÖTILAKENTÄN ANALYYTTISET RATKAISUT

Hitsausprosessissa lämpötilat voivat vaihdella huoneen lämpötilasta materiaalin sulamispisteeseen asti. Materiaaliominaisuudet kuten lämmön johtumis- ja varauskky,

kimmomoduli, myötöraja ja suppeumakerroin riippuvat hitsausprosessin lämpötila-alueella voimakkaasti lämpötilasta. Useissa tapauksissa voidaan kuitenkin saavuttaa kohtuullisen hyviä tuloksia lämpötilakentän analyttisillä ratkaisulla käyttämällä keskimääräisiä materiaaliarvoja tarkasteltavalla lämpötila-alueella.



Kuva 3. Lämpötilan, jännityksen ja faasimuutosten yhteys.



Kuva 4. Lämpötilan ja jännityksen välinen vuorovaikutus numeerisissa analyyseissä.

Termodynamiikan ensimmäisen lain mukainen lämpötasapainoyhtälö on

$$\rho c \dot{T} + q_{i,i} = Q \quad (1)$$

missä ρ on tiheys, c on ominaislämpö, T on lämpötila, q_i on lämpövirta ja Q on sisäinen lämmönsynty. Lämpövirraksi saadaan Fourierin lämmönjohtumislain mukaan

$$q_i = -\lambda T_{,i} \quad (2)$$

missä λ on lämmönjohtumiskerroin. Olettamalla edelleen, että lämmönjohtumiskerroin ei ole paikkakoordinaatin funktio, saadaan (1):stä ja (2):sta lämpötilakentän differentiaaliyhtälöksi

$$\lambda T_{,ii} + Q = \rho c \dot{T} \quad (3)$$

Yhtälön (3) ratkaisua pistemäiselle lämmönlähteelle, joka liikkuu äärettömässä kappaleessa on käytetty paksujen suurten levyjen hitsauslämpötilakentän kuvaamisessa. Merkitsemällä hitsauspolttimen (kuva 5), jonka teho on S , mukana liikkuvaa koordinaatistoa (x', y', z') , saadaan yhtälön (3) ratkaisuksi (Rosenthal 1946) kvasi-stationäärisessä ($\dot{T} = \partial T / \partial t = 0$) tilanteessa

$$T(x', y', z') = (S/2\pi\lambda/r') \exp(-\omega(x' + r')) \quad (4)$$

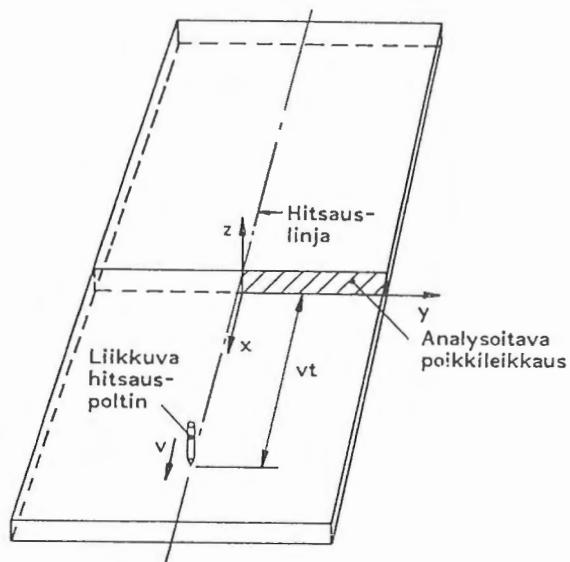
missä $r' = (x'^2 + y'^2 + z'^2)^{1/2}$ ja $\omega = v\rho c/2\lambda$. Dimensiotonta muuttujaa $\xi_2 = \omega x'$ käyttäen voidaan yhtälö (4) esittää kuvan 6 mukaisesti. Kuvasta 6 havaitaan, että lämpötila laskee jyrkimmän lämmönlähteen edessä. Kaavaa (4) voidaan käyttää myös tietyn poikkileikkauksen ($x = 0$ kuvassa 5) lämpötilajakauman laskemiseen ajan funktiona. Koska $x' = x - vt$, saadaan (4):stä

$$T(y, z, t) = (S/2\pi\lambda/R) \exp(\omega(vt - R)) \quad (5)$$

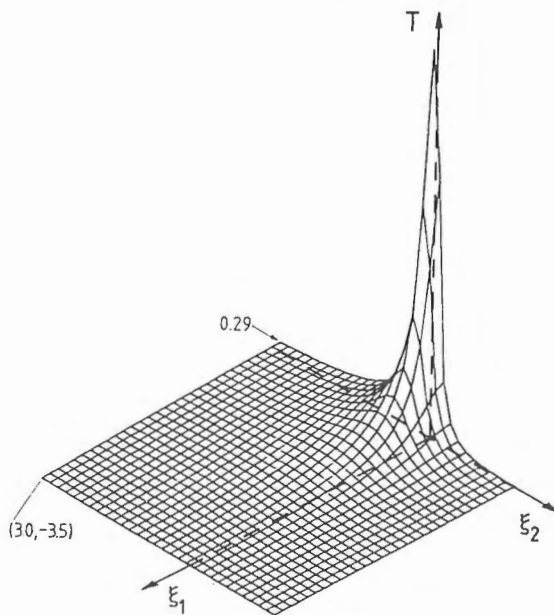
missä $R = ((vt)^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$.

Toinen mahdollisuus tarkastella lämpötilakentän jakautumista analyttisesti on mallintaa lämmönlähde viivamaiseksi levynpaksuuden yli (Karlsson 1986). Mallinnus

sopii hyvin ohuiden levyjen hitsauksen analysointiin, mutta koska differentiaaliyhtälön (3) ratkaisu johtaa tällöin Besselin funktioihin, on mallin käyttö pistemäistä ratkaisua monimutkaisempi.



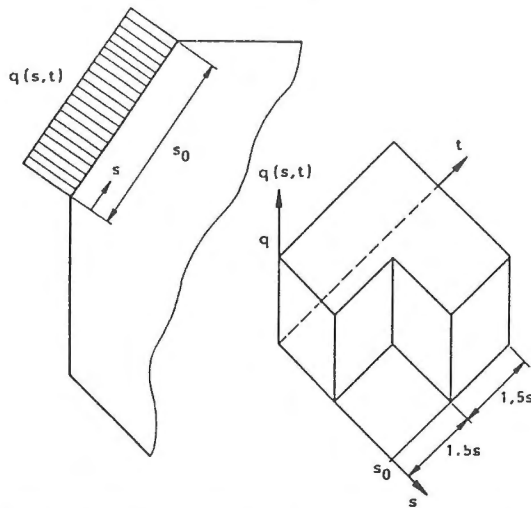
Kuva 5. Liikkuva lämmönlähde suuren levyn pinnalla



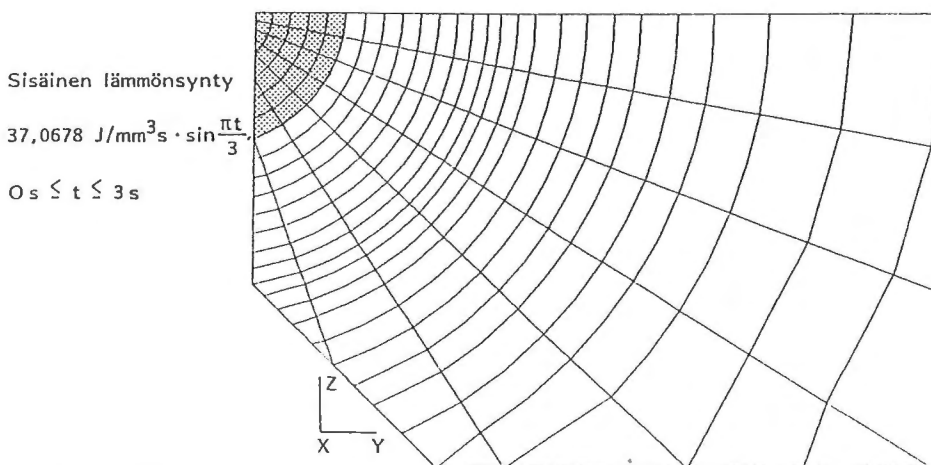
Kuva 6. Paksuille levyille tyypillinen lämpötilajakauma.

LÄMPÖTILAKENTÄN RATKAISU ELEMENTTIMENETELMÄLLÄ

Lämpötilakentän jyrkkä gradientti hitsauslinjan suunnassa rajoittuu verrattain pienelle alueelle hitsauskohdan läheisyyteen. Muualla hitsilinjan suuntainen gradientti (ja siten myös lämmönjohtuminen) on oleellisesti heikompi kuin poikittaissuuntainen gradientti. Tästä johtuen päittäisliitoksen lämpötilakentää voidaan tarkastella tasotapauksena, jossa hitsausenergia tuodaan kappaleeseen pintalämpövirtana hitsauskohtaan (kuva 7) tai sisäisenä lämmönsyntyä hitsisulaan (kuva 8).



Kuva 7. Lämmöntuonnin mallittaminen jauhekaarhitsauksessa pintalämpönä.



Kuva 8. Lämmöntuonnin mallintaminen sisäisenä lämmönsyntyä sula-alueella.

Elementtimenetelmän ratkaisussa lämmönjohtumiskerroin voi olla paikan funktio, jolloin päittäisliitoksen analysoimisessa tarvittava differentiaaliyhtälö (1) saa muodon

$$(\lambda T_{,i})_{,i} + Q = \rho c \dot{T} \quad (6)$$

Mikäli hitsauslämpö tuodaan systeemiin pintalämpövirtana, hitsauskohdassa toteutettava reunaehto on

$$\lambda \partial T / \partial n = q(s,t) \quad (7)$$

Levyn ala ja yläpinnalla voidaan edelleen toteuttaa lämmönsiirtoon ja säteilyyn liittyvä reunaehto

$$-\lambda \partial T / \partial n = h (T_0 - T_s) + r (T_0^4 - T_s^4) \quad (8)$$

missä h on lämmönsiirto- ja r säteilykerroin ja T_0 ja T_s ovat ympäristön ja pinnan lämpötiloja. Lisäksi voidaan faasimuutosrajapinnassa S toteuttaa reunaehto

$$\Delta q \, dS = \pm \rho L \, dV/dt \quad (9)$$

Missä L on latentti lämpö yksikkömassaa kohti, V on tilavuus ja t on aika. Ehto (9) merkitsee sitä, että rajapinnassa S , joka erottaa faaseja, lämpöä vapautuu tai sitoutuu nopeudella joka on verrannollinen muuttuvan materiaalin tilavuudenmuutosnopeuteen dV/dt . Lämpövirran muutos Δq tasapainottaa vapautuvan tai sitoutuvan lämmön. ADINAT -ohjelmassa (Rolph & Bathe 1982) on erityinen laskenta-algoritmi, jolla faasimuutos voidaan automaattisesti ottaa huomioon lämpötilakentän laskennassa.

Tasapainoyhtälön (6) formulointi elementtimenetelmällä johtaa matriisiyhtälöön

$$\underline{B} \dot{\underline{T}} + \underline{K} \underline{T} = \underline{P} + \underline{N} \quad (10)$$

missä \underline{B} esittää lämpökapasiteettimatriisia, \underline{K} lämmönjohtumismatriisia, \underline{P} systeemiin tuotua tunnettua lämpövirtavektoria ja \underline{N} lämpötiloista riippuvaa epälineaarista lämpövirtavektoria.

HITSAUSJÄNNITYSTEN LASKENTA

Jännitystilakentän kehittymistä hitsauksen ja jäähtymisen aikana voidaan tarkastella ESF-funktioon (effective stress function) perustuvan termo-elastis-plastisen teorian avulla (Kojic & Bathe 1987), joka on otettu käyttöön ADINA -ohjelman vuoden 1986 versiossa. Koko rakenteen voimatasapainon iteroimiseksi tulee analyysissä muodostettavaksi elementteittäin ajanhetkellä $t+\Delta t$ solmuvoimavektori

$${}^{t+\Delta t}\underline{F}^{(i-1)} = \int_V \underline{D}^T {}^{t+\Delta t}\underline{\sigma}^{(i-1)} dV \quad (11)$$

missä $\underline{\sigma}$ esittää jännityksiä ja \underline{D} venymä-siirtymäyhteyttä. Jännitysvektori ratkaistaan yhteydestä

$${}^{t+\Delta t}\underline{\sigma}^{(i-1)} = {}^t\underline{\sigma} + {}^t\underline{e} \int_0^{t+\Delta t} \underline{C} d\underline{e} \quad (12)$$

missä \underline{e} esittää venymiä ja \underline{C} jännitys-venymäyhteyttä. \underline{C} -matriisin termit ovat derivaattoja deviatoorisista jännityskomponenteista ${}^{t+\Delta t}\underline{S}$ ja keskijännityskomponentista ${}^{t+\Delta t}\underline{\sigma}_m$, jotka voidaan esittää muodossa

$${}^{t+\Delta t}\underline{S} = \frac{{}^{t+\Delta t}\underline{E}}{1+{}^{t+\Delta t}\nu} ({}^{t+\Delta t}\underline{e}' - {}^t\underline{e}^p - \Delta\underline{e}^p) \quad (13)$$

$${}^{t+\Delta t}\underline{\sigma}_m = \frac{{}^{t+\Delta t}\underline{E}}{1+{}^{t+\Delta t}\nu} ({}^{t+\Delta t}e_m - {}^{t+\Delta t}e^{th}) \quad (14)$$

missä \underline{e}' esittää deviatoorisia kokonaisvenymiä, \underline{e}^p plastisia venymiä, e_m keskivenymää ja e^{th} lämpövenymää. Plastinen venymä ajanhetkellä t oletetaan tunnetuksi jolloin yhtälössä (13) jää määritettäväksi plastisen venymän inkrementti $\Delta\underline{e}^p$. Inkrementin määrittämisessä käytetään efektiivistä jännitystä ja efektiivistä plastista venymää, jotka von Misesin myötöehdon toteuttavalle isotrooppisesti lujenevalle materiaalille ovat

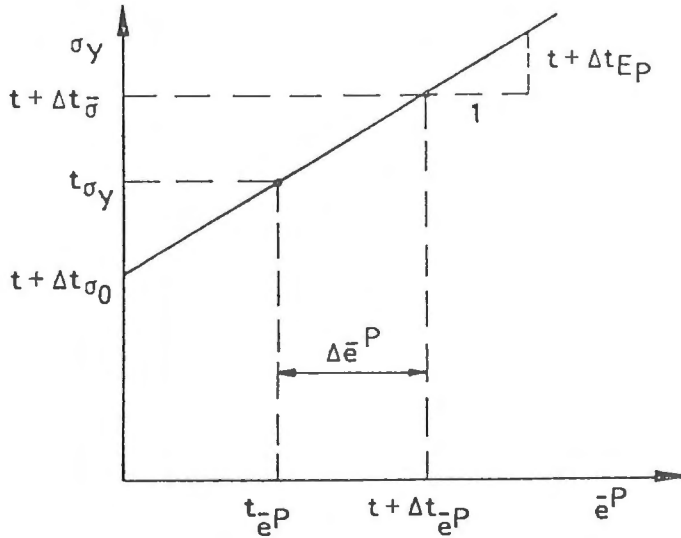
$${}^{t+\Delta t}\bar{\sigma} = (3/2 {}^{t+\Delta t}\underline{S} \cdot {}^{t+\Delta t}\underline{S})^{1/2} \quad (15)$$

$${}^{t+\Delta t}\bar{e}^p = \bar{e}^p + \Delta\bar{e}^p = \bar{e}^p + \Delta\underline{e}^p \cdot \Delta\underline{e}^p \quad (16)$$

Ottamalla lisäksi huomioon assosiatiivinen myötösääntö $\Delta\underline{e}^p = \Delta\lambda \partial f / \partial \underline{S} = \Delta\lambda {}^{t+\Delta t}\underline{S}$, saadaan (15):sta ja (16):sta

$$\Delta\lambda = 3/2 \Delta\bar{e}^p / {}^{t+\Delta t}\bar{\sigma} \quad (17)$$

Nyt jos materiaalin myötökäyrä on kokeellisten tulosten perusteella määritetty eri lämpötiloissa (kuva 9), voidaan efektiivisen plastisen venymän inkrementti yhtälössä (17) ja itse parametri $\Delta\lambda$ määrittää kun efektiivinen jännitys on tunnettu.



Kuva 9. Plastisen venymäinkrementin määrittäminen kokeellisesta myötökäyrästä.

Sijoittamalla myötösäännön lauseke yhtälöön (13) saadaan

$${}^{t+\Delta t}\underline{S} = \frac{1}{{}^{t+\Delta t}a + \Delta\lambda} {}^{t+\Delta t}\underline{e}'' \quad (18)$$

missä ${}^{t+\Delta t}a = (1 + {}^{t+\Delta t}\nu) / {}^{t+\Delta t}E$ ja ${}^{t+\Delta t}\underline{e}'' = {}^{t+\Delta t}\underline{e}' - {}^t\underline{e}^P$. Yhtälön (18) puolittain kertominen antaa edelleen

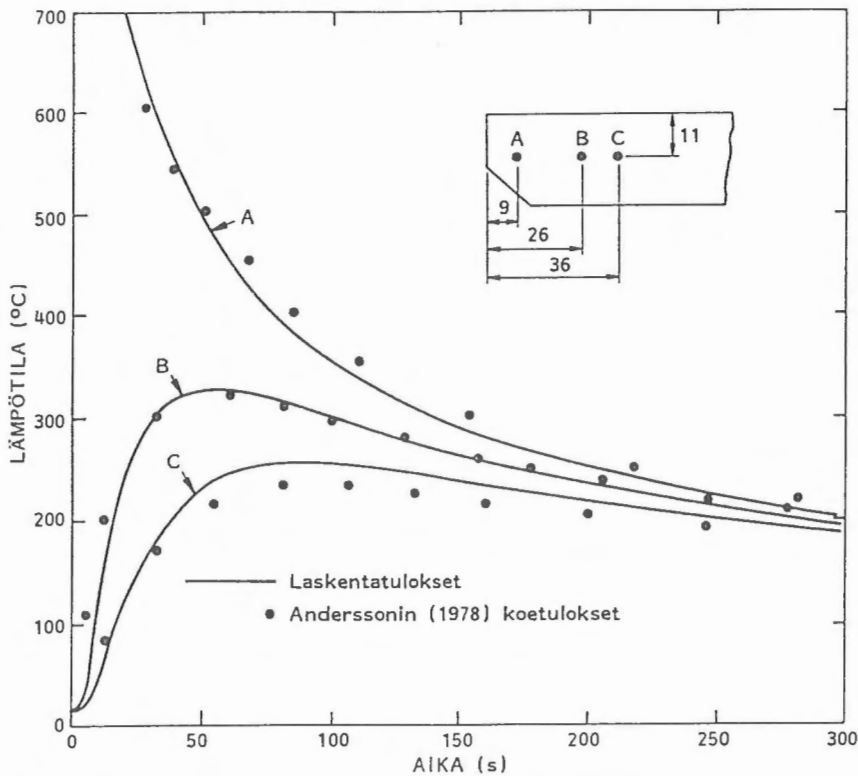
$$({}^{t+\Delta t}a + \Delta\lambda)^2 {}^{t+\Delta t}\underline{\sigma}^2 - 3/2 {}^{t+\Delta t}\underline{e}'' \cdot {}^{t+\Delta t}\underline{e}'' = 0 \quad (19)$$

Funktiota (19) kutsutaan efektiiviseksi jännitysfunktioksi, ja efektiivinen jännitys voidaan ratkaista sen nollakohdasta.

PÄITTÄISHITSAUKSEN ANALYSOINTITULOKSET

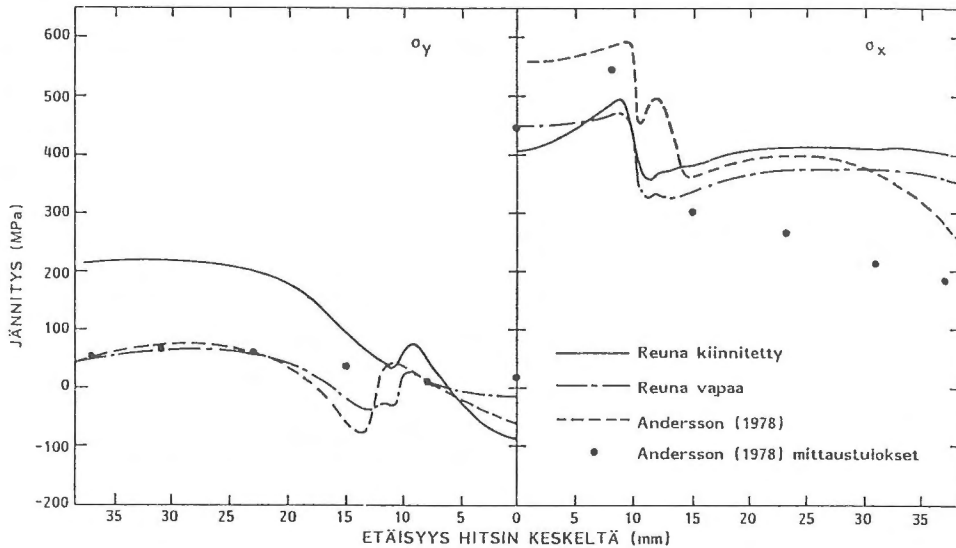
Andersson (1978) on laskenut elementtimenetelmällä kahden levyn päittäishitsauksen ja verrannut laskentatuloksia koetuloksiin. Andersonin analyysi perustui ASEA AB:llä kehitettyjen ohjelmistojen käyttöön. VTT:llä tehdyssä työssä (Keinänen & Öberg 1989) Anderssonin esittämä tapaus mallinnettiin lämpötilajakauman osalta ADINAT ohjelmalla ja jännitysten osalta ADINA ohjelmalla. Laskennassa käytettiin kolmentyyppisiä elementtiverkkoja, joista malli III on esitetty kuvassa 8.

Malleissa I ja II lämmöntuonti kuvattiin pintalämpövirtoina kuvan 7 mukaisesti ja mallissa III sisäisenä lämmönsyntyinä kuvan 8 mukaisesti. Lisäksi tutkittiin erilaisten lähtöarvojen vaikutusta lopputulokseen. Kaikilla malleilla lämpötilajakaumat vastasivat kohtuudella mittaustuloksia. Kuvassa 10 on mallilla III saatuja lämpötiloja verrattu Anderssonin mittaustuloksiin levyn kolmessa pisteessä.



Kuva 10. Lämpötilahistoria elementtimallin kolmessa pisteessä.

Mallilla III laskettuja jäännösjännityksiä levyn yläpinnalla on esitetty kuvassa 11. Mallin oikea reuna (hitsauskohdan vastainen reuna) oletettiin laskennassa joko jäykästi kiinnitetyksi (reuna kiinnitetty) tai sille sallittiin levyn tason suuntainen siirtymä (reuna vapaa). Molempia reunaehtoja vastaavat tulokset on esitetty kuvassa 11 ja vapaan reunan ratkaisu on lähimpänä Anderssonin saamia tuloksia.



Kuva 11. Pituussuuntaisen (σ_x) ja poikittaissuuntaisen (σ_y) jäännösjännityksen jakaumat levyn yläpinnalla.

JOHTOPÄÄTELMÄT

Tehdyt selvitykset osoittavat, että hitsauksessa syntyvää lämpötila- ja jännityskenttää voidaan kohtuullisella tarkkuudella simuloida elementtimenetelmällä. Ratkaisussa on kuitenkin toistaiseksi rajoituttava kaksidimensioisiin tai kaksidimensioisiksi redusoituihin tapauksiin koska sekä lämpötilakentän että jäännösjännityksen määrittäminen johtaa epälineaarisiin ja siten tietokoneaikaa kuluttaviin ratkaisumalleihin.

Supertietokoneen käytön myötä päädyttäneen lähitulevaisuudessa myös kolmidimensioisiin malleihin jolloin lämmöntuonti voidaan kuvata (esim. monipalkohitsauksessa) tarkemmin ja myös tulokseen vaikuttavien muiden parametrien herkkyyttä voidaan tarkastella systemaattisemmin.

KIRJALLISUUSVIITTEET

- Andersson, B.A.B., 1978,
Thermal stresses in a submerged-arc-welding joint considering phase transformations. ASME J. Eng. Mater. Tech. 100, s. 356 - 362.
- Bildo, J. & Öberg T., 1985
Hitsausjännitysten laskentamenetelmät. VTT tiedotteita no: 474, 43 s.
- Karlsson, K., 1986,
Thermal stresses in welding. Thermal stresses I. Ed. R.B. Hetnarski. Elsevier Science Publishers B. V., s. 300 - 389.
- Keinänen, H. & Öberg T., 1989
Hitsausjännitysten ja -muodonmuutosten laskenta elementtimenetelmällä. VTT tutkimuksia no: 648, 66 s.
- Kojic, M. & Bathe, K.-J., 1987
The "effective-stress-function" algorithm for thermo-elasto-plasticity and creep. Int. Journal for Numerical Methods in Engineering 24, s. 1509-1532.
- Lindgren, L.-E., 1985,
Deformations and stresses in butt-welding of plates. Doctoral thesis, 1985:39D, Luleå University of Technology.
- Makhnenko, V., 1976
Numerical procedures to study kinetics of welding stresses and strains. Naukova Dumka. Kiev, 320 s.
- Masubuchi, K., 1980,
Analysis of welded structures. Pergamon Press, 642 s.
- Rolph, W. D. & Bathe, K.-J., 1982
An efficient algorithm for analysis of nonlinear heat transfer with phase changes. Int. Journal for Numerical Methods in Engineering 18, s. 119-134.
- Rosenthal, D., 1946,
The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, November, 68(1946), s.849 - 866.

Dipl.ins. Tero Öberg ja dipl.ins. Heikki Keinänen, VTT, Metallilaboratorio, Espoo.