

Suojausterästen materiaalimallit

Riku Neuvonen¹, Timo Björk, Tuomas Skriko

Tiivistelmä. Artikkelissa käsitellään suojausterästen materiaalimallinnusta. Alkuosassa esitellään suojausterästen käyttökohteita sekä suojausterästen ominaisuuksia yleisellä tasolla. Tämän jälkeen tarkastellaan kirjallisuudessa esitettyjen kokeellisten tutkimustulosten avulla määritettyjä teorioita teräksen sitkeästä murtumisesta. Loppuosassa esitellään vauriomekaniikan perusteet sekä viisi materiaalimallia, joiden avulla voidaan arvioida suojausterästen sitkeää murtumista. Artikkelin on tarkoitus antaa lukijalle yleiskuva teräksen murtumisen arvioimiseen soveltuvista materiaalimalleista.

Avainsanat: suojausteräs, materiaalimallinnus, sitkeä murtuma

Vastaanotettu 9.9.2016. Hyväksytty 21.12.2016. Julkaistu verkossa 30.12.2016.

Johdanto

Suojausteräksiä käytetään rakenteissa, joiden halutaan tarjoavan suojaa räjähdyskujuja ja ballistisia uhkia vastaan. Yksi tärkeä suojausterästen sovelluskohde ovat erilaiset panssaroidut ajoneuvot, joita käytetään esimerkiksi konfliktialueilla joukkojen sekä varusteiden kuljetukseen. Panssaroidun ajoneuvon on kyettävä tarjoamaan riittävä suoja miehistölle ja varusteille. Rakenteen on kuitenkin oltava mahdollisimman kevyt, jotta ajoneuvon avulla voidaan toimittaa mahdollisimman suuri hyötykuorma myös maastoltaan hankaliin kohteisiin. Paras mahdollinen paino-suojauskyky suhde saavutetaan silloin, kun rakenteeseen käytetyn materiaalin lujuus- ja sitkeysominaisuudet saadaan hyödynnettyä ääriarajoille, eli käyttämällä materiaalin sitkeys hyödyksi mahdollisimman lähelle murtumispistettä.

Räjähdyksiltä suojaavien rakenteiden kestävyuden todentamiseen käytetään yleisesti täyden mittakaavan räjäytyskokeita, joissa todellinen rakenne altistetaan räjähdykselle. Tämän tyyppisten kokeiden järjestäminen vie kuitenkin paljon aikaa ja lisäksi ne ovat kalliita. Kokeista voi olla hankalaa saada kunnollista dataa esimerkiksi rakenteeseen muodostuvista venymistä, koska räjähdysten seurauksena herkäät mittalaitteet rikkoutuvat helposti.

¹Vastuullinen kirjoittaja. riku.neuvonen@lut.fi

Suojaavan rakenteen suunnittelu, kuten suunnittelu yleensäkin, on prosessi johon kuuluu normaalisti huomattava määrä iteraatiokierroksia. Räjähdykokeiden luonteesta johtuen niiden järjestäminen suunnittelun edetessä lisää kustannuksia sekä hidastaa suunnittelua huomattavasti. Panssaroitujen ajoneuvojen rakenteet ovat usein melko monimutkaisia ja niihin kohdistuvat kuormitukset ovat haastavia. Tämä tarkoittaa käytännössä sitä, että suojausrakenteiden analyttinen laskenta on hankalaa, päätavoitteen ollessa paino-suojauskyky-suhteen saaminen mahdollisimman hyväksi. Näin ollen simulointimallien käyttö tämän tyyppisten rakenteiden suunnittelussa on perusteltua. Luotettavan simulointimallin rakentaminen ei kuitenkaan ole kovinkaan helppoa. Räjähdyksiltä suojaavien rakenteiden simuloinnissa suurimmat haasteet ovat kuormituksen mallintaminen ja materiaalin käyttäytymisen mallintaminen. Tässä artikkelissa ei ole tarkoitus perehtyä kuormituksen mallintamiseen. Artikkeliki keskittyy materiaalimallinnuksen haasteisiin sekä siihen, millä tavalla näitä haasteita pyritään ratkaisemaan.

Ensimmäisessä luvussa esitellään suojausterästen ominaisuuksia. Toisessa luvussa tarkastellaan kokeellisten tutkimusten perusteella tehtyjä havaintoja teräksen sitkeästä murtumisesta, jotta lukija saisi käsityksen ilmiöistä, joita materiaalimallin olisi tarkoitus pystyä kuvaamaan. Sitkeän murtuman lisäksi teräs voi murtua hauraasti tai väsymällä sekä näiden yhdistelmänä. Tässä artikkelissa keskitytään ainoastaan sitkeään murtumaan. Tämän jälkeen käydään läpi olemassa olevia menetelmiä murtumisen mallintamiseksi. Artikkelin on tarkoitus antaa lukijalle yleiskuva materiaalimallinnusmenetelmistä, joita voidaan hyödyntää rakenteen murtumisen analysoinnissa.

Suojausteräket

Teräksestä, joka on valmistettu suojaamaan räjähdyksiltä ja ballistisilta uhilta käytetään suomen kielessä termiä suojausteräs. Englanninkielisessä kirjallisuudessa käytetään yleensä termiä *Rolled Homogenous Armor* (RHA). Hazellin [1] mukaan liikkuvan kaluston suojaamisessa teräs on selvästi yleisin materiaali ja sitä on käytetty ajoneuvojen panssaroinnissa ensimmäisestä maailmansodasta lähtien. Terästä käytetään paljon johtuen sen hyvistä kovuus-, lujuus- ja sitkeysominaisuuksista [1]. Näiden ominaisuuksien lisäksi suojaavien rakenteiden valmistaminen teräksestä on kohtuullisen helppoa sekä edullista verrattuna muihin materiaaleihin [1].

Suojausteräksiä valmistetaan useita eri laatuja käyttökohteen mukaan. Esimerkiksi Iso-Britannian puolustusministeriön standardissa 95 - 24 [2] määritellään viisi luokkaa suojausteräksille niiden ominaisuuksien mukaan. Standardin [2] mukaan lujimmat ja kovimmat teräset ovat tarkoitettu käytettäväksi ballistisessa suojauksessa, hieman vähemmän lujat puolestaan räjähdysuojauksessa. Yleisesti ottaen ballistisessa suojauksessa käytettävien terästen tärkein ominaisuus on kovuus [1]. Näiden terästen kovuus pyritään saamaan suureksi, jolloin sitkeys ja valmistettavuusominaisuudet heikkenevät. Räjähdysuojauksessa käytettävien terästen tärkeimpiä ominaisuuksia ovat puolestaan lujuus ja sitkeys sekä tietysti myös konepajavalmistettavuus [1]. Suojausteräket valmistetaan kuumavalssaamalla ja käyttämällä erilaisia lämpökäsittelyjä. Muuntelemalla teräksessä käytettäviä seosaineita sekä niiden määriä ja varioimalla lämpökäsittelyjä teräkseen saadaan aikaiseksi halutut ominaisuudet [1].

Suojausterästen myötölujuus on yleensä luokkaa 1000–1200 MPa, murtolujuus 1200–1500 MPa, kovuus 400–600 HBW ja sitkeys A_5 8-10 %. Kuvassa 1 on esitetty SSAB:n valmistamalle Ramor450-suojausteräkselle tehdyn vetokokeen tuloksen pohjalta laadittu insinööriännitys-insinöörivenymä kuvaaja.

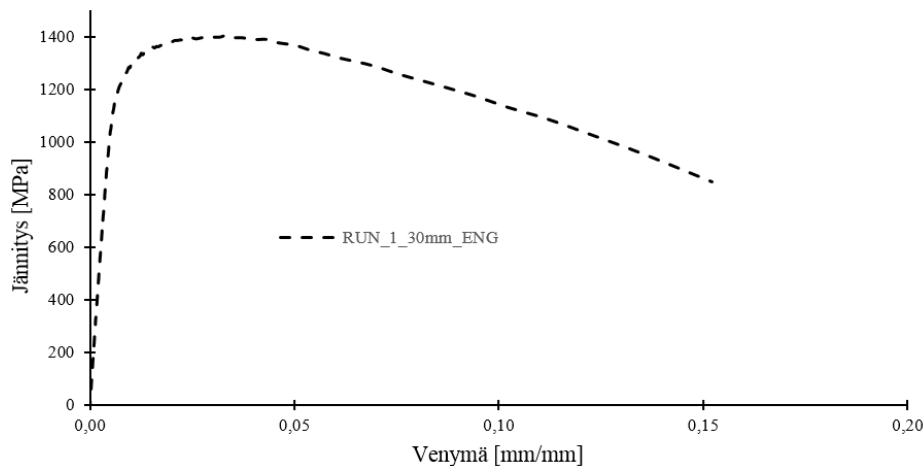
Panssaroidut ajoneuvot altistuvat elinkaarensa aikana maksimissaan kerran räjäytyskuormitukselle. Mikäli mitoitus tehdään esimerkiksi tasavenymään asti, jää materiaalin kuormituskapasiteetista huomattava osa käyttämättä. Tämä puolestaan tarkoittaa sitä, että rakenteesta tulee painavampi verrattuna materiaalin kapasiteetin täysin hyödyntävään versioon. Tasavenymän jälkeisen osan hyödyntäminen rakenteen mitoituksessa vaatii materiaalimallin, joka pystyy riittävän luotettavasti ottamaan huomioon materiaalin murtumisen kannalta oleelliset tekijät.

Teräksen sitkeä murtuminen

Teräksen sitkeä murtuminen voidaan jakaa kolmeen vaiheeseen: onkaloiden (*engl. void*) ydintyminen, onkaloiden kasvu sekä onkaloiden yhdistyminen [3, 4]. Onkalot muodostuvat joko teräksen sisältämien lujien partikkelien murtuessa tai partikkelien irrotessa ympäröivästä materiaalista eli matriisista [3]. Benzergan ja Leblondin [5] mukaan partikkelin halkeaminen on todennäköisempi onkaloiden ydintymismuoto, mikäli matriisi on lujaa tai voimakkaasti muokkauslujittuvaa, partikkelit ovat kuormitukseen nähden pitkulaisia, partikkelit ovat lujia tai mikäli jännityksen kolmiakσιαalisuus on pieni. Partikkelin irtoaminen tapahtuu herkemmin, jos matriisi on pehmeää, sen muokkauslujittuminen on vähäistä, partikkelit ovat pallomaisia tai jännityksen kolmiakσιαalisuus on suuri [5].

Onkaloiden ydintymisen jälkeen kuormaa lisättäessä ne alkavat kasvaa matriisiin plastisesta muodonmuutoksesta johtuen [3]. Kun onkalot ovat kasvaneet riittävän suuriksi ne alkavat yhdistyä [3]. Kokeellisesti on havaittu, että onkaloiden yhdistyminen voi tapahtua ainakin kolmella eri tavalla [5]. Benzergan ja Leblondin [5] mukaan yleisimmin onkaloiden yhdistymistä edeltää niiden välillä olevan ligamentin voimakas plastisoituminen. Voimakkaan plastisoitumisen seurauksena ligamentti kuroutuu, mikä lopulta johtaa onkaloiden yhdistymiseen [5]. Onkalot voivat yhdistyä myös mikroskooppisten leikkausnauhojen avulla tai nauhamaisesti [5].

Useat tutkimukset [6-12] ovat osoittaneet, että jännityksen kolmiakσιαalisuudella on suuri vaikutus materiaalin efektiiviseen plastiseen venymään murtohetkellä. Jännityksen kolmiakσιαalisuuden ollessa suuri, esimerkiksi terävästi lovetussa vetokoesauvassa, onkaloiden ydintyminen sekä kasvu nopeutuvat ja näin ollen materiaali murtuu pienemmällä venymällä verrattuna loveamattomaan kappaleeseen [5, 6]. Jännityksen kolmiakσιαalisuuden lisäksi materiaalin efektiiviseen plastiseen venymään murtohetkellä vaikuttaa myös jännitystilän Lode-parametri, mikä käy ilmi esimerkiksi Xuen tekemässä tutkimuksessa [7]. Jännityksen kolmiakσιαalisuudella tarkoitetaan hydrostaattisen paineen suhdetta ekvivalenttiin jännitykseen. Lode-parametri tai Lode-kulma kuvaa keskimmäisen pääjännityksen suhdetta maksimi- ja minimipääjännitykseen. Myös venymänopeuden suuruus ja lämpötila vaikuttavat efektiiviseen plastiseen venymään arvoon murtohetkellä. Tämä käy hyvin ilmi esimerkiksi Johnsonin ja Cookin tutkimuksista [13, 14].



Kuva 1. Ramor450-suojausteräksen insinööri jännitys-insinööri venymä kuvaaja.

Materiaalimallit

Kuten edellisessä kappaleessa on esitetty, teräksen sitkeä murtuminen on monimutkainen ilmiö, johon vaikuttavat useat eri tekijät. Hyvän materiaalimallin on otettava kaikki nämä tekijät huomioon mahdollisimman tarkasti. Lisäksi materiaalimallin parametrien määrityksen on oltava helppoa ja vaadittava mahdollisimman vähän kokeita, jotta sen implementointi suunnittelun avuksi onnistuu mahdollisimman vaivattomasti. Erilaisia ja eri tarkoitukseen tarkoitettuja malleja löytyy useita. Alla on esitelty muutamia murtumisen arvioinnissa käytettyjä materiaalmalleja, joita voi olla mahdollista soveltaa suojausteräksestä valmistettujen rakenteiden analysoinnissa. Lisäksi alla on esitetty vauriomekaniikan peruseräkkeet.

Johnson-Cookin malli

Edellisissä kappaleissa todettiin, että teräksen sitkeä murtuminen mikrotasolla on monimutkainen prosessi. Makrotasolla teräksen käyttäytyminen on mikrotasoon verrattuna huomattavasti yksinkertaisempaa. Perinteiset kontinuumimekaniikkaan pohjautuvat mallit pyrkivät selittämään materiaalin käyttäytymisen makrotasolla. Yksi yleisimmistä käytössä olevista malleista on Johnson-Cookin materiaalmalli. Johnsonin ja Cookin luoma materiaalmalli [13] koostuu myötöehdosta

$$\sigma_{eq} = \left(A + B \varepsilon_p^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right), \quad (1)$$

joka määrittää von Mises jännityksen σ_{eq} kolmen termin avulla. Termit on eroteltu toisistaan suluilla. Ensimmäinen termi ottaa huomioon materiaalin muokkauslujittumisen. Muokkauslujittumistermi sisältää kolme materiaalivakiota, joista A tarkoittaa kuormittamattoman tilan myötölujuutta. B ja n puolestaan ottavat huomioon materiaalin muokkauslujittumisen. Toinen termi ottaa huomioon venymänopeuden vaikutuksen materiaalin myötökäyttäytymiseen materiaaliparametrin C avulla. Kolmas

termi ottaa huomioon lämpötilan vaikutuksen. Lämpötilan vaikutus kuvataan materiaalivakiolla m .

Johnson ja Cook [13] käyttivät parametrien määrittämiseen sekä veto- että vääntökokeita, mutta esimerkiksi tutkimuksissa [10, 15] käytettiin pelkästään vetokokeita. Lähteen [13] mukaan ensimmäisen termin materiaaliparametrit voidaan määrittää käyttämällä esimerkiksi kvasistaattisen vetokokeen pohjalta laadittua todellinen jännitys - todellinen venymä kuvaajaa. Kuvaajan tasavenymän jälkeisen osan laatimiseen Johnson ja Cook [13] käyttivät apuna Bridgmanin [8] määrittämiä kaavoja sekä elementtimenetelmää. Bridgmanin kaavoja ovat käyttäneet Johnsonin ja Cookin lisäksi ainakin Iqbal et al. [10], Trajkovski et al. [15] ja Nilson [16]. Tosin Alvesin ja Jonesin [17] sekä Baon [6] tutkimusten mukaan Bridgmanin tekemät oletukset eivät ole perusteltuja. Esimerkiksi Bridgman olettaa, että venymä on vakio pienimmän poikkileikkauksen kohdalla. Näin ei kuitenkaan numeerisesti saatujen tulosten mukaan ole [6]. Lisäksi Bridgmanin kaavat eivät huomioi materiaaliominaisuuksia, jotka Alvesin ja Jonesin [17] mukaan vaikuttavat jännityksen kolmiakσιαalisuuden kehittymiseen. Näin ollen on tärkeää käyttää Bridgmanin kaavojen ohella elementtimenetelmää, jotta todellinen jännitys - todellinen venymä käyttäytyminen tulee mallinnettua mahdollisimman todenmukaisesti.

Johnsonin ja Cookin [13] mukaan parametri C voidaan määrittää varioimalla kokeissa käytettävää venymänopeutta. Johnson ja Cook esittivät näin saadut tulokset jännitys-venymänopeus kuvaajassa, jonka avulla he määrittivät parametrin arvon. Lämpötilan vaikutus saadaan selville tekemällä kokeet eri lämpöisille koekappaleille [13]. Samaa menetelmää on käytetty myös seuraavissa tutkimuksissa [10, 15 ja 16].

Johnsonin ja Cookin kehittämän [14] murtumismallin vaurioparametri D voidaan esittää muodossa

$$D = \int_0^{\varepsilon_c} \frac{d\varepsilon_p}{\varepsilon_f \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}, \dot{\varepsilon}_p, T \right)}, \quad (2)$$

jossa ε_p tarkoittaa plastista venymää ja ε_f kuvaa murtohetken ekvivalenttia venymää kyseisellä hetkellä vallitsevan jännityksen kolmiakσιαalisuuden σ_m/σ_{eq} , venymänopeuden $\dot{\varepsilon}_p$ sekä lämpötilan T funktiona. Johnsonin ja Cookin [14] mukaan

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 + D_5 \frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right], \quad (3)$$

jossa σ_m tarkoittaa hydrostaattista jännitystä. D_1 , D_2 , D_3 , D_4 ja D_5 ovat materiaali-parametreja. Murtuminen tapahtuu, kun D saa arvon 1.

Murtumismallin materiaaliparametrien D_1 , D_2 ja D_3 määrittämistä varten tarvitaan tietoa jännityksen kolmiakσιαalisuuden vaikutuksesta efektiiviseen plastiseen venymään murtohetkellä. Johnson ja Cook tekivät loveamattomille ja lovetuille sauvoille vetokokeita, minkä lisäksi he käyttivät vääntökokeita [14]. Parametri D_4 määritetään $\varepsilon_f - \varepsilon_0 / \dot{\varepsilon}_0$ datan avulla, kun taas D_5 saadaan määritettyä tekemällä kokeita, joissa varioidaan koekappaleen lämpötilaa [14].

Nilson [16] on määrittänyt Johnson-Cookin materiaalimallin parametrit Armox 500T ja Armox 600T -suojausteräksille. Nilsonin tulokset on esitetty taulukossa 1. Hän käytti määrittämiseen kahta eri menetelmää. Menetelmässä 1 Nilson määrittä $A = R_{p0,2}$ ja tämän

jälkeen käytti pienimmän neliösumman menetelmää saadakseen selville parametrit B ja n . Parametrit C ja m hän määrittä käyttämällä optimointirutiinia. Menetelmässä 2 kaikki parametrit määritettiin optimointirutiinin avulla. Nilsonin [16] tulosten mukaan menetelmä 2 antoi paremman vastaavuuden koetuloksiin nähden.

Taulukko 1. Nilsonin [16] esittämät Johnson-Cook -materiaalimallin parametrit.

Parametri	Menetelmä 1		Menetelmä 2	
	Armox 500T	Armox 600T	Armox 500T	Armox 600T
A [MPa]	1470	1580	849	944
B [MPa]	702	958	1340	1700
n	0.199	0.175	0.0923	0.119
C	0.00549	0.00877	0.00541	0.00962
m	0.811	0.712	0.870	0.805

Johnson-Cookin myötöehto ottaa huomioon muokkauslujittumisen, venymänopeuden ja lämpötilan vaikutuksen. Lisäksi murtumiskriteeri ottaa huomioon kulloinkin vallitsevan jännitystilän, tosin vain jännityksen kolmiakσιαalisuuden osalta, venymänopeuden sekä lämpötilan vaikutuksen materiaalin ekvivalenttiin venymään murtohetkellä. Näiden seurauksena Johnson-Cookin malli pystyy kuvaamaan ison osan teräksen murtumiseen vaikuttavista asioista. Johnson-Cookin mallia on sovellettu tutkimuksissa menestyksekkäästi [10, 15]. Lisäksi jotkut tutkijat ovat muokanneet mallia. Børvik et al. [19] tekivät malliin pieniä muutoksia ja käyttivät muokattua mallia Weldox 460 E -teräksen tarkastelussa saaden hyviä tuloksia. A Banerjee et al. [20] käyttivät Børvikin et al. [19] kehittämää mallia menestyksekkäästi suojausteräksen iskukokeen numeerisessa tarkastelussa.

Kuitenkin esimerkiksi Lemaitre ja Dufailly [21] ovat kokeellisen tutkimuksen pohjalta todenneet, että materiaalit vaurioituvat ennen murtumista. Vaurioituminen vaikuttaa materiaalin jännitys-venymä käyttäytymiseen. Tämä ilmiö on hyvin kuvattu Lemaitren [22] sekä Lemaitren ja Desmoratin [23] kirjoissa. Johnson-Cookin mallissa materiaalin vaurioitumista ei kuitenkaan ole linkitetty myötöehtoon, joten se ei pysty kuvaamaan vaurioitumisen vaikutusta. Toisaalta linkin puuttumisesta johtuen materiaalimallin parametrien määrittäminen on helppoa.

Johnson-Cookin murtumismallissa jännityksen kolmiakσιαalisuuden vaikutus murtumaan otetaan huomioon yhden funktion avulla, mikä on kaavan (3) ensimmäisten hakasulkujen sisältö. Bao ja Wierzbicki [24] ovat todenneet, että 2024-T351 alumiinin murtumisen mallintamiseen tarvitaan kolme erillistä yhtälöä, jotka kuvaavat efektiivisen venymän murtohetkellä jännityksen kolmiakσιαalisuuden funktiona. Tämän artikkelin kirjoittajilla ei tosin ole tietoa käyttäytyvätkö suojausteräkset myös tällä tavalla.

Johnson-Cookin malli ei huomioi Lode-parametrin vaikutusta murtumaan. Barsoum, Faleskog ja Pingle [25] tutkivat Lode-parametrin vaikutusta teräksen murtumiseen käytännön kokeiden avulla ja totesivat vaikutuksen olevan merkittävä. Vastaavasti Emmerling, Buyuk ja Seidt [26-29] tutkivat alumiinin murtumista ja kuvassa 3 on esitetty käytännön kokeiden avulla luotu murtumiskriteeri 2024-T3 alumiinille. Kuvasta näkee, että Lode-parametrilla on selvä vaikutus efektiiviseen plastiseen venymään. Muita Lode-

parametrin vaikutusta käsitteleviä lähteitä on esitetty vaurioplastisuusmallia käsittelevässä kappaleessa.

Gurson-Tvergaard-Needleman -malli

Mikrotason mallit pyrkivät selittämään materiaalin käyttämisen ottamalla huomioon onkaloiden ydintymisen, kasvun ja yhdistymisen [5]. Näissä malleissa materiaalin ajatellaan koostuvan kahdesta osasta: matriisista ja onkaloista. Onkaloiden ympäröimän matriisin käyttäytymistä kuvataan kontinuumimekaniikan malleilla. Materiaalin makrotason käyttäytyminen kuvataan tietyn tilavuuden avulla, mikä kuvaa materiaalin keskimääräisen käyttäytymisen. Todellisessa materiaalissa olevat onkalot voivat ottaa lähestulkoon millaisen geometrisen muodon hyvänsä. Jotta matemaattisesta mallista ei muodostuisi liian monimutkainen, mikrotason malleissa onkaloiden muotoja joudutaan idealisoimaan. Benzergan ja Leblondin artikkelissa [5] nämä mikrotason mallien periaatteet on selitetty yksityiskohtaisemmin.

Mikrotason malleista tunnetuin lienee Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) -malli

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_M^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2\sigma_M}\right) - 1 - (q_1 f^*)^2 = 0, \quad (4)$$

jossa σ_{eq} tarkoittaa von Mises -jännitystä, σ_m hydrostaattista jännitystä ja σ_M matriisin myötöjännitystä. q_1 ja q_2 ovat puolestaan materiaalivakioita ja f^* on funktio, joka kuvaa onkaloiden ydintymistä ja kasvua. Malli on alun perin Gursonin [29] kehittämä, mutta sitä ovat myöhemmin muokanneet Tvergaard [30, 31] sekä Tvergaard ja Needleman [32]. Tvergaard [30, 31] lisäsi malliin parametrit q_1 ja q_2 . Tvergaard ja Needleman [32] korvasivat alkuperäisen onkaloiden tilavuussuhdeparametrin f_v funktiolla

$$f^* = \begin{cases} f_{v0}, & \text{ilman kuormaa} \\ f_v, & \text{kun } f_v \leq f_{vc} \\ f_{vc} + \frac{1/q_1 - f_{vc}}{f_{vF} - f_{vc}} (f_v - f_{vc}), & \text{kun } f_v > f_{vc} \end{cases}, \quad (5)$$

jossa f_{v0} tarkoittaa alkuperäistä onkaloiden tilavuuden suhdetta ehjään materiaalin nähden, f_{vc} puolestaan onkaloiden tilavuussuhteen määrää pisteessä, jossa materiaalin jännityksen kantokyky alkaa nopeasti heikentyä, ja f_{vF} kuvaa onkaloiden tilavuussuhdetta pisteessä, jossa materiaali ei enää pysty vastaanottamaan lisää jännitystä murtumatta. GTN-mallin mukaan materiaali menettää kuormankantokyvyn, kun funktio f^* saavuttaa tietyn materiaalille tyypillisen arvon [32]. Tvergaard ja Needleman tekivät tämän muutoksen, koska Gursonin [29] alkuperäisen mallin mukaan onkaloiden koko kasvoi epärealistisen suureksi ennen murtumaa. Gursonin [29] mukaan onkaloiden tilavuussuhteen muutos df_v koostuu onkaloiden muodostumisesta df_{vM} sekä onkaloiden kasvusta df_{vK} .

GTN-malli ottaa huomioon materiaalin vaurioitumisen. GTN-malli soveltuu hyvin tilanteisiin, joissa materiaalin jännitys on voimakkaasti kolmiakσιαalista [7]. Kolmiakσιαalisuuden ollessa pieni, esimerkiksi leikkauskuormituksessa, malli ei toimi yhtä hyvin [7]. Tämän lisäksi mallin käyttöä rajoittaa parametrien suuri määrä (q_1 , q_2 sekä onkaloiden ydintymiseen ja kasvuun liittyvät parametrit). Bao [6] on todennut työssään, että parametreja on yhteensä jopa yli kymmenen. Parametrien suuren määrän lisäksi ne

ovat keskenään linkittyneet [6]. Etenkin onkaloiden käyttäytymiseen liittyvien parametrien määrittäminen on hankalaa [6, 7]. Näistä syistä johtuen mallia ei juurikaan käytetä käytännön sovelluskohteissa [6, 7].

Vauriomekaniikka

Vauriomekaniikassa, jonka periaatteet on hyvin kuvattu Lemaitren [22] sekä Lemaitren ja Desmoratin [23] kirjoissa, materiaalin vaurioituminen kuvataan käyttämällä parametria D , joka voidaan määrittää

$$D = \frac{\delta S_D}{\delta S}, \quad (6)$$

jossa δS tarkoittaa tiettyä pinta-alaa ja δS_D kyseisessä pinta-alassa esiintyvien vaurioiden pinta-alaa [22]. Parametri D ottaa siis huomioon materiaalin vaurioitumisen aiheuttaman kuormankantokyvyn menetyksen. Tämän seurauksena voidaan ajatella, että materiaalin efektiivinen jännitys pienenee vaurioitumisen johdosta seuraavalla tavalla [22]

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D}. \quad (7)$$

Samaa periaatetta soveltaen Lemaitre [22] on johtanut lausekkeet elastiselle venymälle

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E(1-D)}, \quad (8)$$

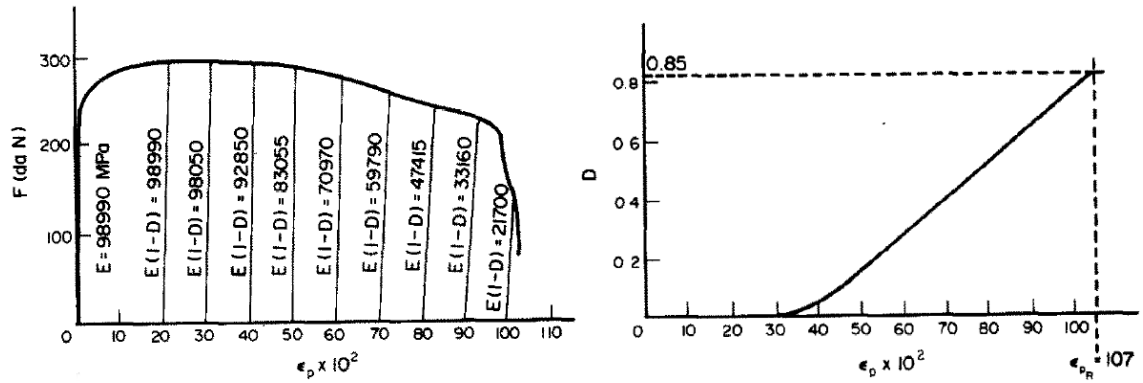
jossa ε_e tarkoittaa elastista venymää ja E materiaalin kimmokerrointa, sekä myötöehdolle

$$\left| \frac{\sigma}{1-D} - X \right| - R - \sigma_y = 0, \quad (9)$$

jossa σ_y tarkoittaa materiaalin myötörajaa, R isotrooppisesta lujittumisesta aiheutuvaa jännitystä ja X kinemaattisesta lujittumisesta aiheutuvaa jännitystä. Kokeellisesti on todettu [21], että materiaalin vaurioituminen alkaa, kun plastinen venymä on saavuttanut arvon ε_{pD}

$$\varepsilon_p < \varepsilon_{pD} \rightarrow D = 0. \quad (10)$$

Tätä pienemmillä venymän arvoilla D saa arvon 0 [22]. Materiaalin murtuminen vauriomekaniikan perusteella tapahtuu, kun D saavuttaa arvon D_c [22]. $D_c = 0$ tarkoittaa, että materiaali murtuu täysin hauraasti ja $D_c = 1$ kuvastaa täysin sitkeää murtumaa [22]. D_c voidaan määrittää Lemaitren [22] mukaan kokeellisesti ja hänen mukaansa arvot vaihtelevat yleensä 0.2-0.5 välillä. Materiaalin vaurioituminen ja sen vaikutus kimmokertoimeen sekä parametrin D arvon muutos plastisen venymän funktiona 99.9 % kuparissa on esitetty kuvassa 2.



Kuva 2. 99,9 % kuparin vaurioituminen [21].

Vaurioplastisuusmalli

Xuen [7] kehittämä vaurioplastisuusmalli pohjautuu vauriomekaniikkaan. Xue kuvaa mallin väitöskirjassaan [7] käyttämällä kuutta yhtälöä

$$\sigma_M = \hat{\sigma}_M(\varepsilon_p), \quad (11)$$

$$\sigma_{eq} = (1 - D^\beta)\sigma_M, \quad (12)$$

$$\dot{D} = m \left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_f} \right)^{(m-1)} \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\varepsilon_f}, \quad (13)$$

$$\varepsilon_f = \varepsilon_{f0} \mu_p(p) \mu_\theta(\theta), \quad (14)$$

$$\mu_p(p) = 1 - q \log \left(1 - \frac{p}{p_{lim}} \right), \quad (15)$$

$$\mu_\theta(\theta) = 1 - (1 - \gamma) \left(\frac{|\theta_L|}{\pi/6} \right)^k, \quad (16)$$

joista ensimmäinen (11) määrittää tarkasteltavan materiaalin myötöehdon. Xue itse käyttää väitöstyössään [7] Swiftin mallia kuvaamaan materiaalin jännitys-venymäkäyttäytymistä. Mallissa kuitenkin voitaneen käyttää myös muita myötöehtoja.

Xuen [7] mallissa materiaalin vaurioitumisen aiheuttama muutos myötöämiseen otetaan huomioon käyttämällä yhtälöä (12), jossa β on materiaalivakio. D , eli materiaalin vaurioituminen, määritellään mallissa yhtälön (13) avulla, jossa m on materiaalivakio ja ε_p tarkasteluhetkellä materiaalissa vallitseva plastinen venymä [7]. Murtuminen tapahtuu, kun D saa arvon 1 [7]. Jännitystilän vaikutus materiaalin vaurioitumiseen otetaan huomioon ekvivalentin murtovenymän yhtälössä (14), joka on funktio hydrostaattisen paineen vaikutuksesta murtovenymään (15) sekä Lode-kulman vaikutuksesta (16) [7]. Yhtälössä (15) materiaaliparametreja ovat q sekä p_{lim} , yhtälössä (16) puolestaan γ ja k [7].

Vaurioplastisuusmalli ottaa huomioon sekä jännityksen kolmiakσιαalisuuden vaikutuksen, tosin hydrostaattisen paineen avulla, että Lode-parametrin vaikutuksen. Xuen [7] mukaan Lode-parametrin vaikutusta on tutkittava vielä lisää. Xuen väitöskirja on julkaistu vuonna 2007. Tämän jälkeen Lode-parametrin tai Lode-kulman vaikutusta on käytännön kokeiden avulla tutkittu ainakin seuraavissa lähteissä [25, 26-28, 33-35,]. Näiden tutkimusten mukaan Lode-kulmalla on selvä vaikutus eri materiaalien murtumiseen.

Materiaaliparametrien määrittämistä vaikeuttaa vauriomekaniikan tapaan myötöehdon ja materiaalin vaurioitumisen välinen vuorovaikutus. Xuen [7] mukaan parametrien määrittäminen voidaan tehdä olettamalla, että materiaali ei vaurioidu ennen venymien lokalisoitumista. Tällöin myötöehdon, parametrit voidaan määrittää käyttämällä kokeellista vetokoedataa kurouman alkamiseen asti [7]. Tämän jälkeen loput parametrit voidaan määrittää esimerkiksi optimointirutiinin avulla siten, että parametrien arvoja muunnellaan, kunnes materiaalimallin jännitys-venymäkuvaaja vastaa riittävän hyvin käytännön koetuloksia [7]. Xue ja Wierzbicki [36] ovat kuvanneet Xuen mallin materiaaliparametrien määrittämisen yksityiskohtaisesti vuonna 2009 julkaistussa artikkelissaan.

Tämän artikkelin kirjoittajat eivät löytäneet kirjallisuudesta tutkimuksia, joissa vaurioplastisuusmallia olisi sovellettu suojausterästen tarkasteluun. Xue, Mock Jr ja Belytschko [37] ovat käyttäneet vaurioplastisuusmallia tarkastellessaan DH-36 teräksestä ja polyureasta tehdyn kerrosrakenteen käyttäytymistä ballistisen kuormituksen alaisena. Tosin he kalibroivat mallin käyttämällä hyväksi ballistisia kokeita, poiketen Xuen ja Wierzbickin [36] esittämästä tavasta. Näin ollen tuloksista ei voida tehdä yleispäteviä johtopäätöksiä Ma et al. [38] yksinkertaistivat Xuen mallia ja käyttivät sitä menestyksekkäästi hitsattujen putkipalkkirakenteiden tarkastelussa.

Vaurioplastisuusmallin käyttöä käytännön insinööriyössä rajoittavat materiaali-parametrien määrittämiseen liittyvät haasteet sekä parametrien määrittämiseksi vaadittavien kokeiden lukumäärä. Tästä syystä Ma et al [38] käyttivät työssään yksinkertaisempaa versioita vaurioplastisuusmallista. Xue on itse todennut mallinsa vaatimien materiaaliparametrien määrittämisen haastavaksi väitöstyössään [7] sekä uudemmassa tutkimuksessaan [39]. Uudessa tutkimuksessaan Xue on kuitenkin kehittänyt menetelmän, jonka avulla murtumiskriteerin määrittäminen on helpompaa verrattuna aikaisempaan malliin [39].

Taulukoitu Johnson-Cook ja GISSMO

Käytännön insinööriyössä käytetään yleensä kaupallisia laskentaohjelmia ja niihin valmiiksi rakennettuja työkaluja. Eräs tällainen kaupallinen, erityisesti autoteollisuudessa käytössä oleva ohjelma on LS-Dyna. Siihen on implementoitu useita erilaisia materiaalimalleja. Ohjelmasta löytyy Johnson-Cookin sekä Gursonin mallien lisäksi lukuisia muita materiaalimalleja. Alla esitellään kaksi LS-Dyna -ohjelmistoa varten kehitettyä suojausterästen analysoinnissa hyödynnettävää mallia.

Taulukoitu Johnson-Cook -malli (*engl. Tabulated Johnson-Cook*) on kehitetty alun perin ilmailuteollisuuden tarpeisiin [26]. Nimensä mukaisesti malli on luotu Johnson-Cookin materiaalimalliin perustuen. Taulukoidussa Johnson-Cookissa materiaali-parametrit korvataan suoraan vetokoetuloksista saatavilla kuvaajilla [27, 28]. Tässä

mallissa Johnson-Cookin myötöehdon (1) kaksi ensimmäistä termiä korvataan vakiolämpötilassa tehtyjen vetokoetulosten jännitys-venymäkuvaajilla [27, 28]. Tekemällä useita kokeita ja varioimalla kokeissa käytettävää venymänopeutta saadaan määriteltyä myös venymänopeuden vaikutus [27, 28].

Mallin murtumiskriteerissä käytetään samaa periaatetta. Murtumiskriteeri määritellään tekemällä vetokokeita, joissa varioidaan koekappaleen jännitystilaa [27, 28]. Tarkoituksena on tehdä riittävä määrä kokeita, joilla selvitetään materiaalin efektiivinen plastinen venymä murtohetkellä tietyn jännitystilan vallitessa [27, 28]. Näiden tulosten perusteella malliin voidaan luoda kuvaaja, jossa efektiivinen plastinen venymä murtohetkellä on ilmaistu jännityksen kolmiaksiaalisuuden ja Lode-parametrin funktiona [27, 28]. Tätä kuvaajaa käytetään mallissa murtumiskriteerinä. Alumiinille 2024-T3 luotu murtumiskriteeri on esitetty kuvassa 3, jossa vaaka-akseleilla on jännityksen kolmiaksiaalisuus sekä Lode-parametri ja pystyakselilla efektiivinen plastinen venymä murtohetkellä.

GISSMO (Generalized Incremental Stress State Dependent Damage Model) on puolestaan kehitetty autoteollisuuden tarpeisiin [40]. Mallia voidaan käyttää yhdessä useiden LS-Dyna -ohjelmasta löytyvien materiaalimallien kanssa [41]. Mallissa materiaalin vaurioituminen huomioidaan käyttämällä yhtälöä

$$\Delta D = \frac{D_e * D^{(1-\frac{1}{D_e})}}{\varepsilon_f(\eta)} \Delta \varepsilon_p, \quad (17)$$

jossa D_e on materiaaliparametri, D on vaurioparametri ja $\Delta \varepsilon_p$ on plastisen venymän inkrementti. Efektiivinen plastinen venymä ε_f murtohetkellä voidaan määrittää jännityksen kolmiaksiaalisuuden funktiona [41] samaan tapaan kuin taulukoidussa Johnson-Cook mallissa.

Materiaalin vaurioitumisen vaikutus jännitykseen otetaan huomioon seuraavasti

$$\sigma = \tilde{\sigma} \left(1 - \left(\frac{D - D_{crit}}{1 - D_{crit}} \right)^{D_f} \right), \quad (18)$$

jossa D_{crit} ja D_f ovat materiaalivakioita. D_{crit} kuvaa materiaalin vaurioitumisen kynnsarvoa. Materiaalin vaurioitumisen vaikutus jännitykseen otetaan huomioon tämän kynnsarvon ylityttyä, vertaa kaavaan (10). Mikäli käytetään arvoja $D_f = 1$ ja $D_{crit} = 0$, yhtälö antaa saman tuloksen kuin kaava (7). D_{crit} voidaan myös korvata käyttämällä muuttujaa F , joka määritetään

$$\Delta F = \frac{D_e}{\varepsilon_{crit}(\eta)} F^{(1-\frac{1}{D_e})} \Delta \varepsilon_p, \quad (19)$$

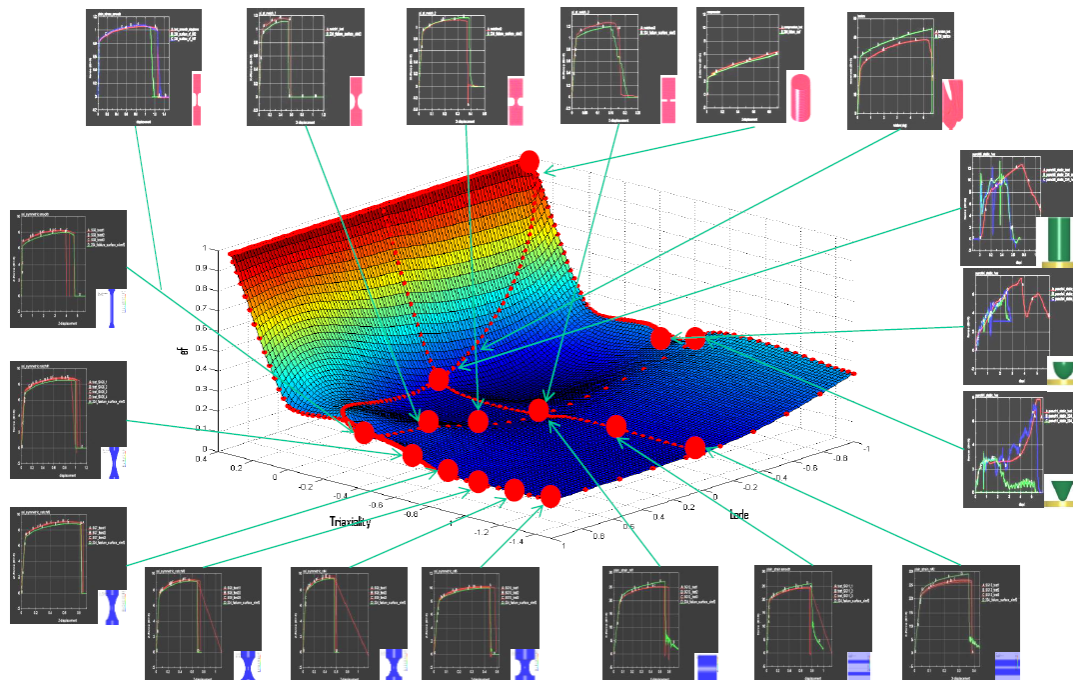
jossa ε_{crit} tarkoittaa plastisen venymän arvoa kurouman alkaessa. Se voidaan syöttää malliin jännityksen kolmiaksiaalisuuden funktiona [41]. Käyttämällä D_{crit} sijasta parametria F materiaalimallin mukaan vaurioituminen alkaa, kun F saavuttaa arvon 1.

Artikkelin kirjoittajien tietojen mukaan kukaan ei ole julkistanut tutkimusta, jossa taulukoitua Johnson-Cook tai GISSMO -mallia olisi hyödynnetty suojausteräksien analysoinnissa, mutta ainakin lähteiden [26-28] mukaan taulukoidun Johnson-Cook mallin avulla on saatu hyviä tuloksia alumiinin mallintamisessa. LS-Dyna konferensseissa julkaistuissa tutkimuksissa [42-44] on puolestaan saatu hyviä tuloksia käyttämällä GISSMO mallia teräksen mallintamisessa.

Vaikka näissä malleissa parametrien määrää on saatu pienenettyä verrattuna Johnson-Cook-, GTN-, ja vaurioplastisuusmalliin, tarvitaan mallien luomiseen silti huomattava määrä kokeita. Toisaalta, jos sovelluskohteen jännitystilalla on rajattu ja se tiedetään entuudestaan, voidaan taulukoidun Johnson-Cook -mallin tapauksessa kokeet tehdä vain kyseiselle jännitystilalle. Tosin käytännön sovelluksissa jännitystilaa ei välttämättä tiedetä etukäteen.

Jatkotutkimukset

Jatkotutkimusten tarkoituksena on tutkia käytännön kokeiden avulla artikkelissa esitettyjen mallien soveltuvuutta suojausteräksen murtumisen analysointiin. Aluksi selvitetään materiaalin kvasistaattinen käyttäytyminen vakioämpötilassa tehtävien yksiakiaalisten vetokokeiden avulla. Jännitystilaa vaikutus murtumaan pyritään saamaan selville käyttämällä lovettuja ja loveamattomia sauvoja. Kokeissa käytetään hyödyksi optista venymämittausta, jonka avulla saadaan selville myös kurouma-alueen paikallinen venymä, mikä helpottaa koesauvan todellisen jännitys-venymätilan määrittämistä. Käytännön kokeiden ohella materiaalmallien parametrien määrittämisessä käytetään hyväksi kaupallista FE-laskenta- sekä optimointiohjelmaa. Mallien parametrien määrittämisen jälkeen tehdään vetokokeita, joita ei käytetä mallien parametrien määrittämisessä. Materiaalmallien tuloksia verrataan kokeellisesti saatuihin tuloksiin, jotta saadaan selville mallien soveltuvuus suojausteräksen murtuman arvioinnissa.



Kuva 3. Taulukoitua Johnson-Cook -mallia varten määritelty 2024-T3 alumiinin murtumiskriteeri [26].

Yhteenveto

Suojausteräksiä käytetään kohteissa, joissa tarvitaan suojaa räjähdyksiä sekä ballistisia uhkia vastaan. Yleisesti ottaen suojausterästen tärkeimmät ominaisuudet ovat kovuus, lujuus, riittävä sitkeys sekä konepajavalmistettavuus. Varioimalla lisäaineita ja niiden määrää sekä teräkselle tehtäviä lämpökäsittelyjä saadaan painotettua haluttuja ominaisuuksia.

Erityisesti ajoneuvokaluston suojausten on oltava mahdollisimman kevyt, mutta tarjottava riittävä suoja uhkia vastaan. Tämä aiheuttaa haasteita rakenteiden suunnittelijoille. Erityisesti räjähdyssuojauksessa rakenne kokee maksimissaan yhden räjähdyn aiheuttaman kuormituksen elinkaarensa aikana. Jotta rakenteesta saadaan mahdollisimman kevyt, mutta silti riittävän turvallinen, materiaalin lujuus ja sitkeys on hyödynnettävä äärirajoille, eli mahdollisimman lähelle murtumaa. Tämä aiheuttaa haasteita lujuuslaskennalle ja erityisesti materiaalimallinnukselle.

Teräksen sitkeä murtuma tapahtuu useimmiten onkaloiden ydintymisen, kasvun ja yhdistymisen seurauksena. Käytännön kokeiden perusteella on havaittu, että jännitystila, venymänopeus sekä lämpötila vaikuttavat materiaalin efektiiviseen plastiseen venymään murtohetkellä. Onkaloiden ydintyminen eli materiaalin paikallinen vaurioituminen alkaa, kun venymä ylittää materiaalille ominaisen arvon. Yleensä tämä tapahtuu venymien lokalisoiduttua. Kokeellisesti on havaittu, että materiaalin vaurioituminen vaikuttaa materiaalin kykyyn kantaa kuormaa.

Hyvän materiaalimallin on otettava huomioon teräksen murtumiseen liittyvät ilmiöt mahdollisimman tarkasti. Tämän lisäksi materiaalimallin määrittämisen on oltava mahdollisimman yksinkertaista ja vaadittava mahdollisimman vähän kokeita, jotta mallin käyttäminen käytännön suunnittelutyössä olisi mahdollisimman vaivatonta.

Tässä artikkelissa on esitelty viisi murtumisen arvioinnissa käytettyä materiaalimallia. Johnson-Cookin mallin parametrien määrittäminen on suhteellisen yksinkertaista ja malli ottaa huomioon venymänopeuden, lämpötilan sekä jännitystilan vaikutukset. Malli ei ota huomioon materiaalin vaurioitumista, mutta siitä huolimatta se on laajasti käytössä, koska parametrien määrittäminen on helppoa ja mallia käyttämällä on saatu aikaisiksi hyviä tuloksia.

Gurson-Tveergard-Needleman-malli ottaa huomioon onkaloiden ydintymisen, kasvun sekä yhdistymisen ja sitä kautta myös materiaalin vaurioitumisen. Toisaalta mallin parametrien määrittäminen on haastavaa. Vauriomekaniikassa otetaan huomioon materiaalin vaurioituminen käyttämällä parametria D . Xuen [7] kehittämässä mallissa käytetään myös vastaavaa parametria. Materiaalin vaurioitumisen huomioon ottaminen myötöhdossa kuvaa todellisuutta paremmin kuin myötöhdosta irrallaan oleva kriteeri, mutta se myös hankaloittaa materiaaliparametrien määrittäystä.

Taulukoidussa Johnson-Cook -mallissa parametrien sijasta voidaan käyttää suoraan käytännön kokeiden perusteella määriteltäviä jännitys-venymäkäyriä. GISSMO-mallissa käytetään sekä kuvaajia että parametreja. Näiden kaltaiset empiiriset tai semi-empiiriset mallit sopivat käytännön insinööriyöhön, koska niissä tehtyjen oletuksien määrä on vähäinen. Toisaalta tällaisten mallien rakentaminen edellyttää huomattavan määrän kokeita.

Yhteenvetona voidaan todeta, että teräksen sitkeän murtumisen mallintaminen on haastavaa ja siihen on yritetty kehittää toimivia materiaalimalleja käyttämällä erilaisia lähestymistapoja. Tällä hetkellä murtumisen arviointiin on olemassa useita malleja, joissa

jokaisessa on omat vahvuutensa ja heikkoutensa. Mahdollisimman tarkan mallin luominen vaatii huomattavan määrän kokeita, mutta mikäli on varaa tinkiä mallin tarkkuudesta, tarvittavien kokeiden lukumäärä pienenee huomattavasti. Tästä johtuen mallin valinta on tehtävä tapauskohtaisesti halutun tarkkuuden sekä käytössä olevien resurssien mukaan.

Artikkelin kirjoittajat haluavat kiittää DIMECC:n BSA-projektia, joka on mahdollistanut tämän tutkimuksen tekemisen.

Viitteet

- [1] P.J. Hazell. *Armour: Materials, Theory and Design*. CRC Press, Lontoo, 2015.
- [2] Ministry of Defence. *Defence Standard 95–24. Armour Plate, Steel (3-160mm)*. Issue 2. 2002.
- [3] T.L. Anderson. *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications*. CRC Press, Boca Raton, 2005.
- [4] D. Francois. A. Pineau. A. Zaoui. *Mechanical Behaviour of Materials. Volume II: Fracture Mechanics and Damage*. Springer Dordrecht Heidelberg, New York, 2013.
- [5] A.A. Benzerga. J-B. Leblond. Ductile fracture by void growth to coalescence. *Advances in Applied Mechanics*, 44:169-305, 2010. [http://dx.doi.org/10.1016/S0065-2156\(10\)44003-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0065-2156(10)44003-X)
- [6] Y. Bao. *Prediction of Ductile Crack Formation in Uncracked Bodies*. PhD Thesis, MIT, 2003. <http://hdl.handle.net/1721.1/17634>
- [7] L. Xue. *Ductile Fracture Modeling: Theory, Experimental Investigation and Numerical Verification*. PhD Thesis, MIT, 2009. <http://hdl.handle.net/1721.1/17634>
- [8] P. W. Bridgman. *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. Harvard University Press, Cambridge. 1952.
- [9] O.S Hopperstad. T. Børvik. M. Langseth. K. Labibes. C. Albertini. On the Influence of Stress Triaxiality and Strain Rate on the Behavior of a Structural Steel. Part I. Experiments. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 22(1):1-13, 2003. doi:10.1016/S0997-7538(02)00006-2
- [10] M.A. Iqbal. K. Senthil. P. Sharma. N.K. Gupta. An investigation of the Constitutive Behaviour of Armox 500T Steel and Armor Piercing Incendiary Projectile Material. *International Journal of Impact Engineering*, 96:146-164, 2016. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.05.017>
- [11] W. M. Garrison Jr. N.R Moody. Ductile Fracture. *Journal of Physics and Chemistry of Solid*. 48(11):1035-1074, 1987. doi:10.1016/0022-3697(87)90118-1
- [12] J. Kim. G. Zhang. X. Gao. Modeling of Ductile Fracture: Application of the Mechanism-Based Concepts. *International Journal of Solid and Structures*, 44(6):1844-1862, 2007. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2006.08.028>
- [13] G.R. Johnson. W.H.Cook. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, 21:541-547, 1983.

- [14] G.R. Johnson. W.H.Cook. Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures. *Engineering fracture mechanics*, 21(1):31-48, 1985.
- [15] J. Trajkovski. R. Kunc. V. Pepel. I. Prebil. Flow and Fracture Behaviour of High-Strength Armor Steel PROTAC 500. *Materials and Design*. 66:37-45, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.10.030>
- [16] M. Nilson. *Constitutive model for Armox 500T and Armox 600T at Low and Medium Strain Rates*. FOI Swedish Defence Research Agency. 2003.
- [17] M. Alves. N. Jones. Influence of Hydrostatic Stress on Failure of Axisymmetric Notched Specimens. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 47(3):643-667, 1999. [http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096\(98\)00060-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096(98)00060-X)
- [18] N. Kılıç. B. Ekici. Ballistic Resistance of High Hardness Armor Steels against 7.62 mm Armor Piercing Ammunition. *Materials and Design*, 44:35-48, 2013. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2012.07.045>
- [19] T. Børvik. O. S. Hopperstad. T. Berstad. M. Langseth. A Computational Model of Viscoplasticity and Ductile Damage for Impact and Penetration. *European Journal of Mechanics – A/Solids*, 20(5):685-712, 2001. doi:10.1016/S0997-7538(01)01157-3
- [20] A. Banerjee. S. Dhar. S. Acharyya. D. Datta. N. Nayak. Determination of Johnson Cook Material and Failure Model Constants and Numerical Modelling of Charpy Impact Test of Armour Steel. *Material Science & Engineering A*. 640:200-209, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.073>
- [21] J. Lemaitre. J. Dufailly. Damage Measurements. *Engineering Fracture Mechanics*, 28(5-6):643-661, 1987.
- [22] J. Lemaitre. *A Course on Damage Mechanics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Würzburg , 1996.
- [23] J. Lemaitre. R. Desmorat. *Engineering Damage Mechanics. Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. New York, 2015.
- [24] Y. Bao. T. Wierzbicki. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space. *International Journal of Mechanical Sciences*. 46(1):81-98, 2004. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006>
- [25] I. Barsoum. J. Faleskog. S. Pingle. The Influence of the Lode Parameter on Ductile Failure Strain in Steel. *Procedia Engineering*, 10:69-75, 2011. doi:10.1016/j.proeng.2011.04.014
- [26] W. Emmerling et al. *Development of a New Material Model in LS-DYNA®, Part 1: FAA, NASA and Industry Collaboration Background*. DOT/FAA/TC-13/25, P1. 2014
- [27] M. Buyuk. *Development of a New Material Model in LS-DYNA®, Part 2: Development of a Tabulated Thermo-Viscoplastic Material Model with Regularized Failure for Dynamic Ductile Failure Prediction of Structures Under Impact Loading*. DOT/FAA/TC-13/25, P2. 2014
- [28] J. Seidt. *Development of a New Material Model in LS-DYNA®, Part 3: Plastic Deformation and Ductile Fracture of 2024 Aluminum Under Various Loading Conditions*. DOT/FAA/TC-13/25, P3. 2014
- [29] A. L. Gurson. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *Journal*

- of Engineering Materials and Technology*, 99(1):2-15, 1977.
doi:10.1115/1.3443401
- [30] V. Tvergaard. Influence of Voids on Shear Band Instabilities Under Plane Strain Conditions. *International Journal of Fracture*, 17(4):389-407, 1981.
doi: 10.1007/BF00036191
- [31] V. Tvergaard. On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids. *International Journal of Fracture*, 18(4):237-252, 1982.
doi: 10.1007/BF00015686
- [32] A. Needleman. V. Tvergaard. Analysis of the Cup-cone Fracture in a Round Tensile Bar. *Acta Metallurgica*, 32(1):157-169, 1984.
doi:10.1016/0001-6160(84)90213-X
- [33] Y. Bai. T. Wierzbicki. A New Model of Metal Plasticity and Failure with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6):1071-1096, 2008.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.09.004>
- [34] T. Coppola. L. Cortese. P. Folgarait. The Effect of Stress Invariants on Ductile Fracture Limit in Steels. *Engineering Fracture Mechanics*, 76(9):1288-1302, 2009.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2009.02.006>
- [35] W. Li. F. Liao. T. Zhou. H. Askes. Ductile Fracture of Q460 Steel: Effects of Stress Triaxiality and Lode Angle. *Journal of Constructional Steel Research*, 123:1-17, 2016. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.04.018>
- [36] L. Xue. T. Wierzbicki. Ductile Fracture Characterization of Aluminum Alloy 2024-T351 Using Damage Plasticity Theory. *International Journal of Applied Mechanics*, 1(2):267-304, 2009. <http://dx.doi.org/10.1142/S1758825109000198>
- [37] L. Xue. W. Mock Jr. T. Belytschko. Penetration of DH-36 Steel Plates with and without Polyurea Coating. *Mechanics of Materials*, 42(11):981-1003, 2010.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.mechmat.2010.08.004>
- [38] X. Ma. W. Wang. Y. Chen. X. Qian. Simulation of Ductile Fracture in Welded Tubular Connections Using a Simplified Damage Plasticity Model Considering the Effect of Stress Triaxiality and Lode Angle. *Journal of Constructional Steel Research*, 114:217-236, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.07.023>
- [39] L. Xue. Stress Based Fracture Envelope for Damage Plastic Solids. *Engineering Fracture Mechanics*, 76(3):419-438, 2009.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2008.11.010>
- [40] A. Haufe. P. DuBois. F. Neukamm. M. Feucht. *GISSMO-Material Modeling with a Sophisticated Failure Criteria*. LS-Dyna Developers Forum. 2011.
- [41] Livmore Software Technology Corporation. *LS-DYNA Keyword User's Manual. Volume II. Material Models*. 2014
- [42] A. Haufe. M. Feucht. F. Neukamm. P. DuBois. *Recent Enhancements to the GISSMO Failure Model in LS-DYNA*. European LS-DYNA Conference. 2011.
- [43] S. Chinzei. J. Naito. *The Numerical Failure Prediction by the Damage Model GISSMO in Various Materials of Sheet Metal*. European LS-DYNA Conference. 2015.
- [44] F. Andrade. M. Feucht. A. Haufe. *On the Prediction of Material Failure in LS-DYNA: A Comparison between GISSMO and DIEM*. International LS-DYNA Users Conference. 2014.

Riku Neuvonen, Timo Björk, Tuomas Skriko
Lappeenrannan teknillinen yliopisto, Teräsrakenteiden laboratorio
PL 20, 53851 Lappeenranta
riku.neuvonen@lut.fi, timo.bjork@lut.fi, tuomas.skriko@lut.fi