

213

GÉP

A GÉPIPARI TUDOMÁNYOS EGYESÜLET MŰSZAKI FOLYÓIRATA



TARTALOM

Horváth P.:

Kísérleti eljárás golyóscsapágyak csillapítási tulajdonságainak vizsgálatára3

A bemutatott módszer, valamint a golyóscsapágyak hiszterézie típusú csillapítási viszonyainak vizsgálatára szolgáló kísérleti berendezést a Széchenyi István Főiskolán fejlesztették ki. A berendezés alkalmas a kúpgörgős csapágyak axiális rezgéseinek a vizsgálatára is. Az előfeszítés és az erőmérés ezen alapelve alapján a golyóscsapágyak radiális rezgéseinek vizsgálatára alkalmas új vizsgálóberendezés megvalósítható.

Heidrich, L.; Mándy, A.; Simon, L.:

Az észak-magyarországi térségben a Borsodi Bányavagyon-Hasznosító Rt.

által végzett rekultivációs tevékenység6

A részvénytársaságot a Magyarország északi megyéiben volt korábbi bányák jogutódjaként alapították 1993-ban. Az Rt. tevékenységének a célja, hogy a szénbányászat felhagyásával visszamaradó műszaki kötelezettségeket (bányabezárások, táj- és területrendezés, bányakárok kezelése) ellássa.

Birkhofer H.; Keutgen I.; Veres Gy.:

Vegyipari gépek virtuális online tervezői katalógusa9

A közlemény egy tervezői katalógus kialakításához szükséges módszer géptervezés ismeretanyagát mutatja be, majd ismerteti a vegyipari gépek tervezői katalógusát. Ennek felhasználásával hoznak létre egy virtuális közvetlen elérésű vegyipari gépész tervezői katalógust.

Kocsis, Zs.:

Jelgenerálás és jelfeldolgozás a gépészmérnöki gyakorlatban15

A mérés technika területén a számítógépes mérőeszközök jelentették a legnagyobb áttörést. Ezen túlmenően a számítógépek alkalmazását tovább egyszerűsítették az adatgyűjtő kártyák, amelyek a mérendő rendszernek gerjesztő jelekkel való ellátására is alkalmasak. Ilyen rendszerekhez fejlesztették ki a JPT Jel-Processzor-Teszt programot.

Bihari Z.; Kovács A.:

Az akusztikus forrásteljesítmény fogaskerék hajtóműveknél18

A zajforrások, így a fogaskerekes hajtóművek is, mindig hangteret hoznak létre a forrás körül. A környezeti terhelés szempontjából a hangtér jellemzői lényegesek (a hangnyomás, a hangintenzitás, stb.), meghatározásukhoz azonban a forrás adatok nélkülözhetetlenek. A forrásteljesítmény és a frekvenciaeloszlás alapján a hangnyomásszint az adott alkalmazási viszonyokra meghatározó.

ifj. Jálics, K.; Kovács, A.:

A kapcsolódási impulzus konstrukciós szempontból22

A kapcsolódási impulzus valamennyi hajtásmódnál (periodikusan kapcsolódó elem párnál) meghatározó jelentőségű a forrásteljesítmény szempontjából. Ilyen impulzusok létrejöhetnek gyártási ill. szerelési hibák miatt, de terhelések hatására keletkező alakváltozások következtében is, a probléma elsősorban mégis konstrukciós feladatot jelent.

Farkas J.; Sakino Y.; Horikawa K.:

Hegesztett kapcsolatok rideg törése földrengés hatására26

A közelmúltban két nagyerejű földrengés okozott töréseket hegesztett szerkezetek csomópontjaiban: Kaliforniában, ill. Kobe-ban. Az azóta elvégzett vizsgálatok azt mutatták, hogy a keresztmetszetek töret-felületei erősen függenek a varrat szívósságától, s hasonló hatású a hőmérséklet is. A nyúlási kapacitást a varrat szívóssága határozza meg.

Tímár E.; Horváth P.; Borbély T.:

Profilos szendvicstartók optimális méretezése35

A profilos szendvicstartó optimalizálása során ismeretlenek a tartó geometriai méretei. Meg kell határozni a gyártási és anyagköltségeket tartalmazó célfüggvény minimumát, valamint az optimális geometriai méreteket. A korlátozási feltételek a maximális feszültségekre, lehajlásra, a rezgéscsillapításra, a sajátfrekvenciára, valamint a geometriai méretekre vonatkoznak.

Puklus, F.:

A Mobil Aszfalt Általános Építő Rt. bemutatása41

A közlemény történeti áttekintés után mutatja be az Rt. megalakítását (1997-ben). Ezután rövid összefoglalásban a részvénytársaság felépítését és tevékenységét vázolja. Az aszfaltkeverő üzem 30-féle keverékhez alkalmas, számítógépes vezérlésű, teljesen automatizált mobil egységekből van kialakítva.

HEGESZTETT KAPCSOLATOK RIDEG TÖRÉSE FÖLDRENGÉS HATÁSÁRA

Farkas, J. *, Sakino, Y. **, Jármái, K. ***, Horikawa, K. ****

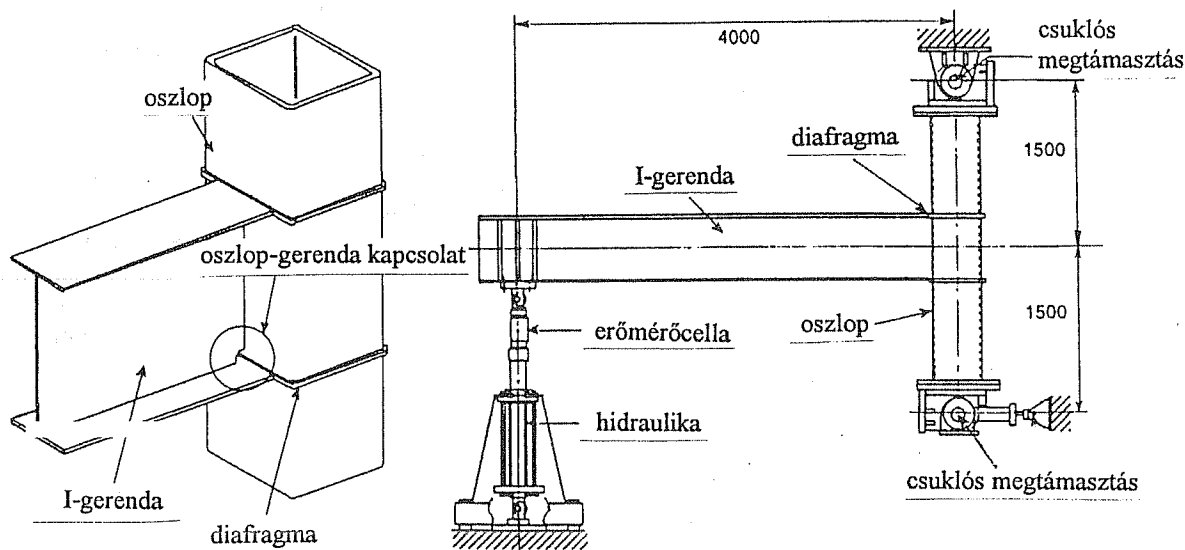
Bevezetés

A közelmúltban két nagy erejű földrengés okozott töréseket hegesztett szerkezeti csomópontokban. 1994-ben a Northridge-i (Kalifornia, Los Angeles közelében), 1995-ben a Kobe-i (Japán, Oszaka közelében) földrengés hatására jöttek létre olyan törések, amelyekre a tervezők nem számítottak. Ez nagyarányú kutatási munkát tett szükségessé. Erre jellemző, hogy a Nemzetközi Hegesztési Intézet (IIW) 1996-évi budapesti közgyűlésén, a X. és XV. bizottság egyes tagjainak részvételével új munkacsoport alakult „Rideg törés földrengésre igénybevett hegesztett szerkezetek kötéseiben” címmel, H.H.Campbell USA-beli delegátus vezetésével.

igen kiterjedt irodalma van, a publikációk legnagyobb része Magyarországon nem található meg, így teljes áttekintést a téma jelenlegi állásáról nem tudunk adni, főként csak az említett IIW munkacsoport dokumentumai, valamint Sakino munkatárs eredményei állnak rendelkezésünkre.

Hegesztett kötések rideg töréseinek jellemzői

Az említett földrengések során a törések főként acélvázás épületek hegesztett oszlop-gerendakapcsolataiban keletkeztek, ahol az I-szelvényű gerenda övei voltak az oszlophoz hegesztve (1. ábra). Az oszlopok hengerelt I-szelvényűek (Northridge) (2. ábra) ill. hidegen alakított négyzetcső-szelvényűek



1. ábra.

Hegesztett oszlop-gerenda kapcsolat. Az I-szelvényű gerenda övei a szekrényszelvényű oszlopba hegesztett diafragmákhoz vannak hegesztve

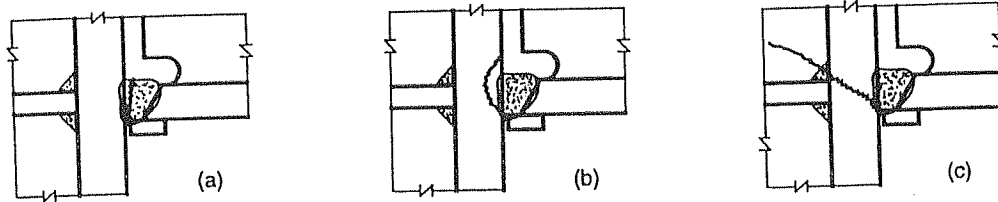
Japánban hét vezető egyetemen végeztek kutatásokat e téren. Az Oszaka-i Egyetem Hegesztési Intézetével létesült kapcsolatunk keretében az ott folyó kutatásokról számolt be Yoshihiro Sakino munkatárs egyetemünkön. E tanulmányunk célja röviden bemutatni egyes kutatások eredményeit. Megjegyezzük, hogy a szerkezetek földrengésre való méretezésének

(Kobe) (3. ábra) voltak. A törések fő oka a földrengések eddig nem mért nagy lökés-sebessége volt (4. ábra). A rideg törések hegesztett acélszerkezetek főként az alábbi hatások halmozódása következtében jöhetnek létre [1-4]: nem jól hegeszhető acélminőség, hegesztésből visszamaradt húzó feszültségek, éles bemetszésekkel létrejövő feszültségcsúcsok, varrathibák, térbeli feszültségállapot, alacsony hőmérséklet, dinamikus terhelés.

A kutatások e hatásokat igazolták, legnagyobb részük jelenléte okozta a töréseket (pl. mindkét föld-

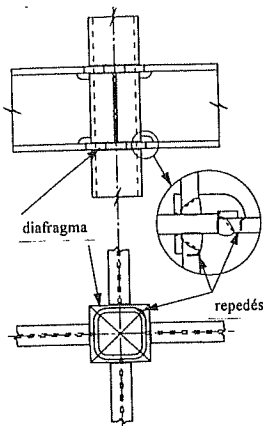
* emeritus professzor, Miskolci Egyetem,
** tudományos munkatárs, Oszakai Egyetem, Japán,
*** egyetemi tanár, Miskolci Egyetem,
**** professzor, Oszakai Egyetem, Japán.

rengés januárban, 0 °C hőmérséklet mellett volt). A kutatások célja az okok megállapítása mellett új ter-



2. ábra

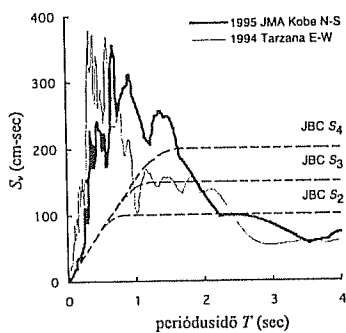
A Northridge-i földrengés hatására létrejött törések a húzott övlemez az oszlophoz kapcsoló alátétlemezes 1/2 V-varratok gyökéből indultak ki



3. ábra

A kobei földrengés hatására létrejött törések a négyzet-cső-szelvényű oszlopba hegesztett vízszintes diafragmák és az azokhoz csatlakozó gerenda-övlemez alátétlemezes 1/2 V-varrataiból indultak ki

vezési irányelvek kidolgozása. Az eddigi nem megfelelő és a javasolt új szerkezeti megoldások összehasonlítására leginkább az energia-elnyelési képességet mérő hiszterézis-hurok terület alkalmas. Ezt a hiszterézis-hurok területet számítottuk ki csőszelvényű merevítő

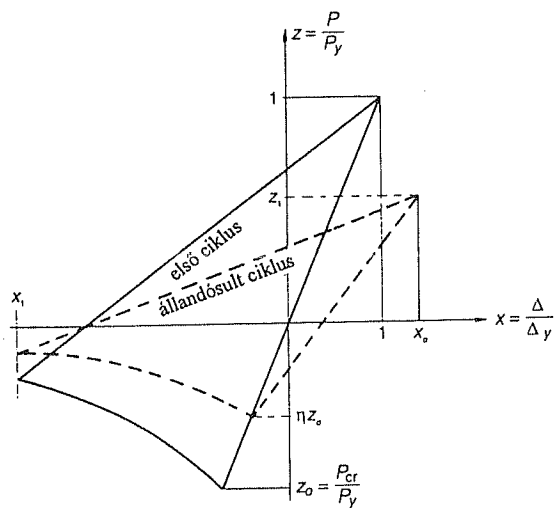


4. ábra

A Northridge-i (vékony vonalak) ill. Kobe-i (vastag vonalak) regisztrált adatok alapján számított lökéssebességek összehasonlítva a japán épületszerkezeti szabvány (szaggatott vonalak) által figyelembe vett idősebesség diagramokkal

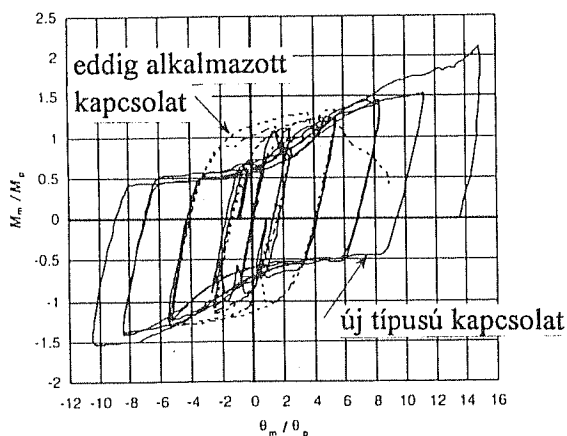
rudak rezgéscsillapítási képességének jellemzésére egyik régebbi tanulmányunkban [5]. Az 5. ábra mutatja a hiszterézis hurkot az első ill. néhány lengés után, figyelembe véve, hogy a merevítő rudak a földrengés során váltakozó húzás-nyomásra vannak igénybevéve és a nyomás kihajlást okoz.

A 6. ábra jellemzően mutatja a nem megfelelő és a javasolt szerkezeti kötés energiaelnyelési képességei közötti különbséget az utóbbi javára. Az oszlop-gerenda kapcsolat földrengésbiztos változatait mutatják a 7. és 8. ábrák. A gerenda övlemezeinek bekötésénél jobb szerkezeti megoldást ad a kivágások alakjának módosított változata (7. ábra). Leghelyesebb a varratkötést eltávolítani az oszlopszelvénytől, megfelelő alakú és megvastagított diafragma-lemezeket alkalmazva, áttérni a csavarozott kötésekre (8. ábra).



5. ábra

Váltakozó húzás-nyomásra terhelt csőszelvényű merevítő rudak hiszterézis-görbéi az első ciklusra (folytonos vonalak) ill. a néhány ciklus után állandósult állapotra (szaggatott vonalak) vonatkozóan, figyelembe véve a nyomás során létrejövő kihajlást



6. ábra

Az eddig alkalmazott (szaggatott vonalak) és a javított kapcsolat (folytonos vonalak) hiszterézis-görbéi a fajlagos hajlító nyomaték a fajlagos szögelfordulás függvényében

Burdekin és Pardali [9] vizsgálataiból az alábbi következtetéseket vonták le:

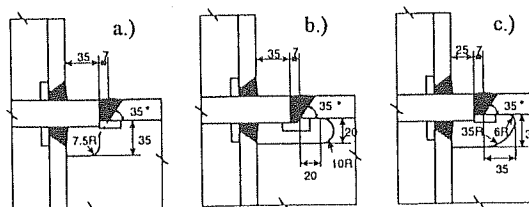
(a) a Northridge-i földrengés hatására bekövetkezett rideg törések az alkalmazott acél alacsony törési szívósságára, a hegesztési hibákra és a keletkezett nagy húzó feszültségekre vezethetők vissza;

(b) végeelemes számításokkal kimutatható volt, hogy ha a kötés teljesen hegesztett vagy a gerenda övlemezei varratokkal, gerinclemeze pedig csavarokkal kapcsolódik, a feszültségcsúcs-tényező 2-nél is nagyobb. Ez az érték 1 alá csökkenthető vízszintes merevítő lemezek illetve függőleges merevítő bordák alkalmazásával;

(c) a törésmechanikai elemzés szerint is ilyen nagy feszültségcsúcsok esetén kialakulhattak a rideg törések, viszont a javasolt merevítések esetén a törések kiküszöbölhetők.

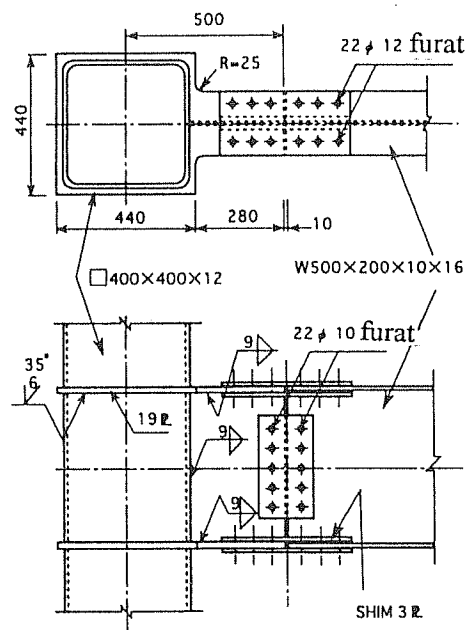
Mérések hegesztett kötések rideg törésére

A nagy Hanshin-Awaji földrengésnél, amit a világ kobei földrengésként emleget, az épületek acélkereteinél törések keletkeztek. Ezen oszlop-gerenda kapcsolatok általában hegesztett kapcsolatok voltak. Ez a keret legveszélyesebb része, a legnagyobb terhelésű, itt keletkezik repedés. A törés kétféle lehet: a kis szilárdság miatti, illetve a rideg törés. Az első típus a régebbi épületeknél fordult elő, melyek régi szabványelőírás szerint készültek, a második típus az új szabványelőírás szerinti kereteknél fordult elő. További vizsgálatok szükségesek a folyáshatár utáni rideg törés és a nyúlási kapacitáshatástényezőjére vonatkozólag.



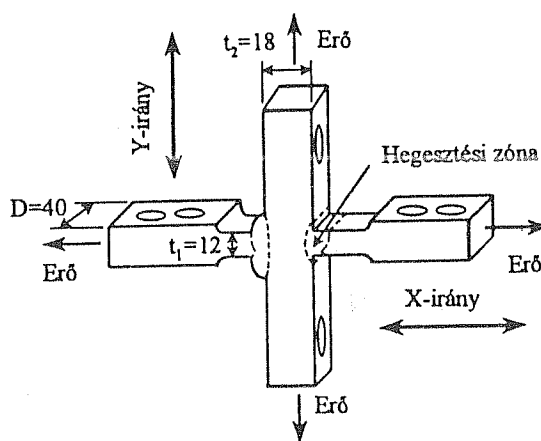
7. ábra.

A vízszintes diafragmákhoz hegesztett gerenda-övlemez varratainál alkalmazott gerenda-gerinclemez kivágások eredeti (c) ill. javított (a,b) alakja



8. ábra

A javított új típusú csavarozott kapcsolat



9. ábra

A kereszt alakú tompa T-varratos próbatest alakja

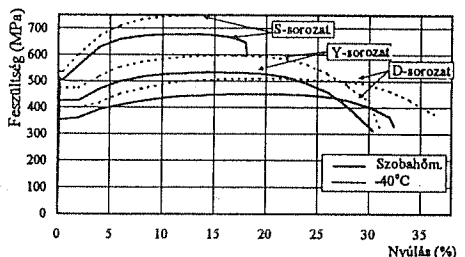
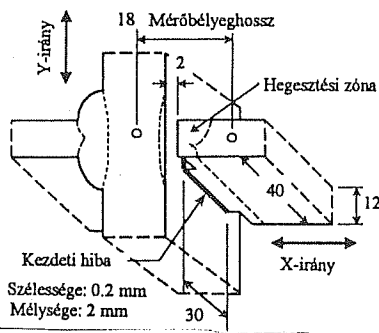
[10-12]. Tipikus rideg törési módok az oszlop-gerenda kapcsolatoknál: A típus: Rideg törés az alapanyag övlemezében, indulva a gerinclemez varratának győ-

kéből. *B típus:* Rideg törés az alapanyag hőhatásövezetében, vagy a varratban, kiindulva az alátétlemeznél a varrat végéből.

Sakino és Horikawa [13-14] vizsgálták, milyen hatással van a varrat szívóssága és a hőmérséklet a törés két típusára. A szívósság a húzott anyag nyúlását fejezi ki és az elnyelt energiát a Sharpy-próbánál. A földrengés nagy energiáját nehéz szimulálni, így a hőmérséklet csökkentésével kisebb energiával kívánunk eredményekhez jutni, melyek általánosíthatók.

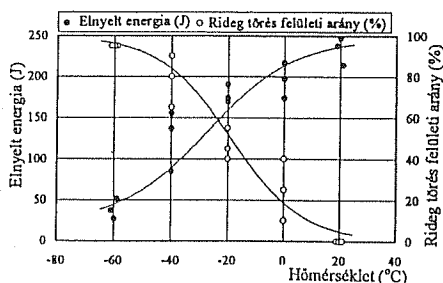
Kísérleti eredmények

A próbatest kereszt alakú és kétirányú terhelésnek van kitéve a 9. ábrának megfelelően. A próbatest az oszlop-gerenda kapcsolatot modellezi, melyek tompavarrattal vannak összekapcsolva. A hegesztési 10. ábra *A hegesztési zóna részletei és a mérési pontok* terhelési jellemzők kerültek változtatásra a kísérletek során zóna méreteit a 10. ábra mutatja.



11. ábra

Feszültség-nyúlás görbék szakító próbatesteknél



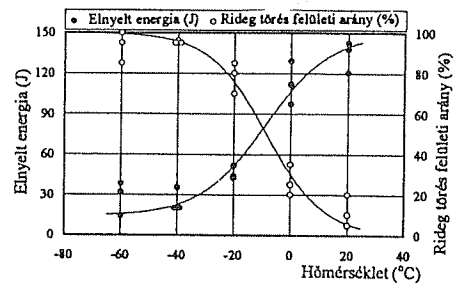
12. ábra

Az Y-sorozat Sharpy-próbáinak energiaátmeneti és repedésterjedési görbéi

Az elektróda mechanikai jellemzői

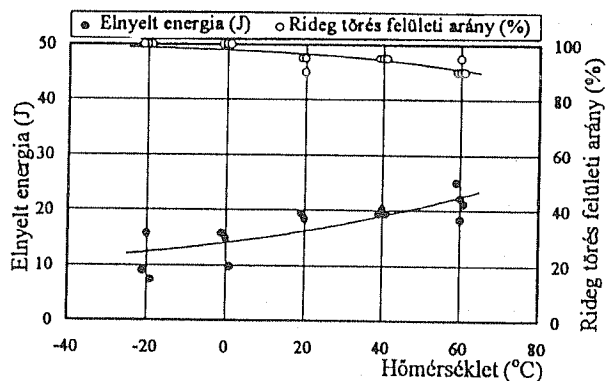
Három elektródatípus felhasználásával készültek az Y-, a D- és az S-sorozatok próbatestjei. Az Y-sorozat próbatestjei CO₂ védőgázos hegesztéssel (JIS Z 3312 YGW11), a D-sorozat próbatestjei fogyóelektródás hegesztéssel (JIS Z 3211 D4301) és az S-sorozat próbatestjei önvédő huzallal (JIS Z 3313 YFW-S50GX). A Sharpy-teszt minimális elnyelt energiaértéke YGW11 és D4301 esetén 47 (J), 0 °C-on (JIS: Japán Ipari Szabvány).

A 11. ábra mutatja a szakítótesztek eredményeit. Látható, hogy legnagyobb a nyúlás a D-sorozatnál, legkisebb az S-sorozatnál mind szoba-, mind alacsony hőmérsékleten. A 12-15. ábrák a Sharpy törési teszt eredményeit mutatják az egyes elektródák esetén. A törési átmeneti görbék a [16] numerikus formulájával vannak közelítve. A szakítópróbák eredményei azt mutatják, hogy az Y- és D-sorozatok nagy megnyúlást adnak, (több mint 30%) míg az S-sorozatnál kicsi



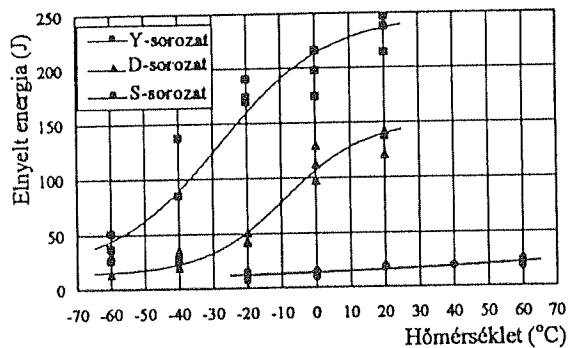
13. ábra

A D-sorozat Sharpy-próbáinak energiaátmeneti és repedésterjedési görbéi

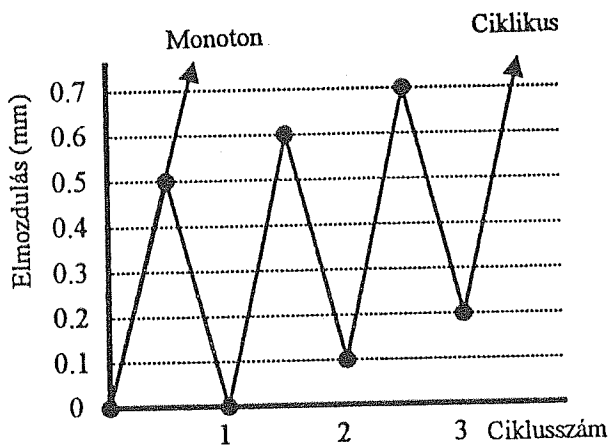


14. ábra

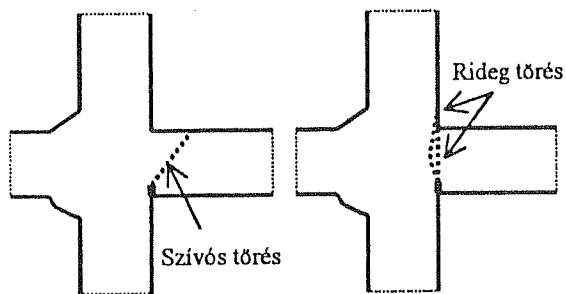
Az S-sorozat Sharpy-próbáinak energiaátmeneti és repedésterjedési görbéi



15. ábra
Energiaátmeneti görbék összehasonlítása



16. ábra
Terhelési módok

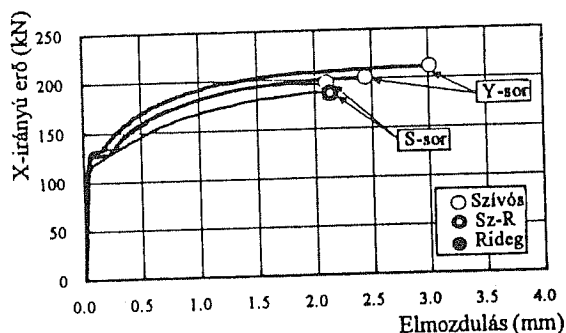


17. ábra
Törési helyek

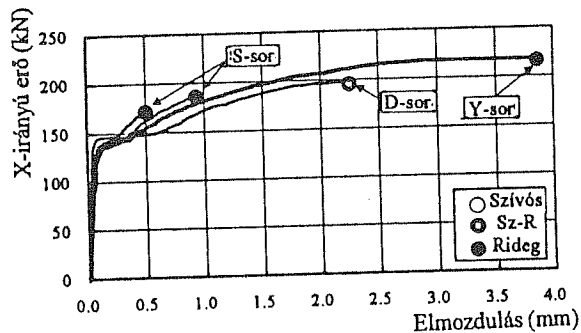
a megnyúlás (16% körül). Minden sorozatnál a folyáshatár és a szakítószilárdság értéke -40°C -nál közel 10%-al, nagyobb, mint szobahőmérsékleten.

A Sharpy elnyelt energia az Y-sorozatnál 100 Joule (J) fölötti mind szobahőmérsékleten, mind -40°C -on. A D-sorozatnál szintén 100 (J) fölötti szobahőmérsékleten, de kisebb mint 27 (J) -40°C -on.

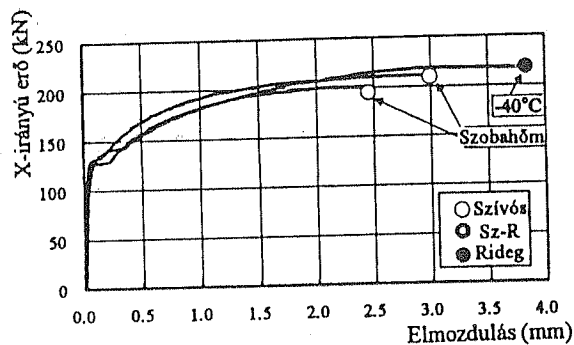
Az S-sorozatnál kisebb mint 27 (J) a -40°C -tól $+60^{\circ}\text{C}$ -ig terjedő tartományon. A JIS szerint 27 (J) a



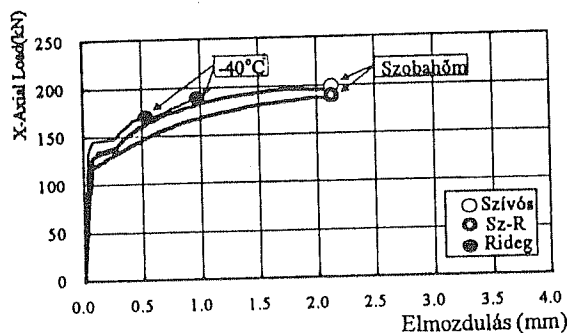
(a) Szobahőmérséklet



(b) -40°C



(c) Y-sorozat



(d) S-sorozat

18. ábra

X-irányú erő - nyúlásmérő bélyeg alakváltozásának viszonya monoton terhelés esetén

minimális ütőmunka, ami hegesztett acél épületszerkezeti elemeknél előírt. Az átmeneti hőmérséklet energia szempontból T_{rE} és a törési felület szempontjából T_{rS50} . Az Y-sorozat esetén mindkettő közel $-20\text{ }^\circ\text{C}$. Másrésztől a rideg törési felület az S-sorozatnál $+60\text{ }^\circ\text{C}$ -on közel 90%, tehát úgy tűnik, hogy T_{rE} és T_{rS50} az S-sorozatnál nagyon magas (több mint $+60\text{ }^\circ\text{C}$).

Amint a kísérleti eredmények mutatják, az Y-sorozat varratai nagy szívósságúak, az S-sorozat varratai kis szívósságúak, a D-sorozat pedig közöttük van.

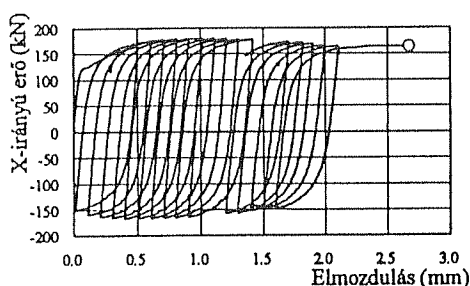
$$R = T \ln(A/\dot{\epsilon})$$

ahol $\dot{\epsilon}$ a nyúlási sebesség (1/s)

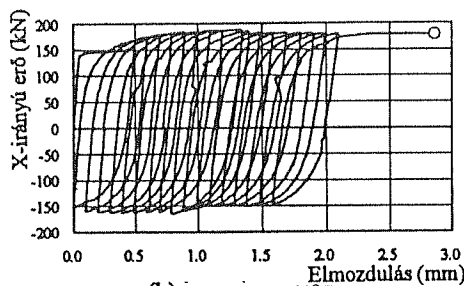
A állandó 10^6 (1/s)

T hőmérséklet (K)

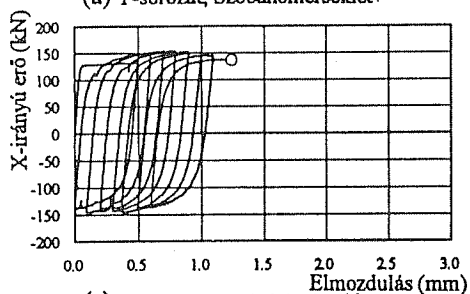
Az R paraméter bevezetésével lehetővé válik a magas nyúlási sebesség és az alacsony hőmérséklet figyelembevétele. A kísérletek nemcsak szobahőmérsékleten, de $-40\text{ }^\circ\text{C}$ -on is készültek. A nyúlási sebesség a folyáshatár után általában 10^{-4} - 10^{-3} /s közöttiek. A kísérletek, melyek 10^{-4} - 10^{-3} /s között és $-40\text{ }^\circ\text{C}$ -on



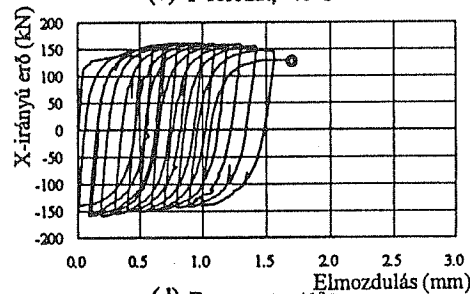
(a) Y-sorozat, Szobahőmérséklet.



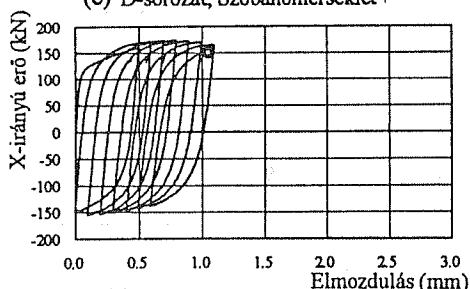
(b) Y-sorozat, $-40\text{ }^\circ\text{C}$



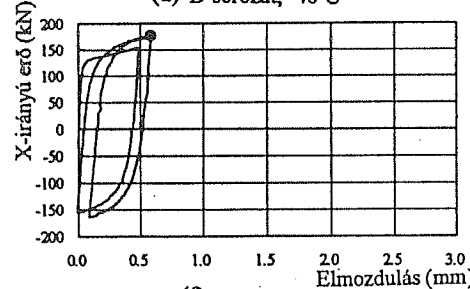
(c) D-sorozat, Szobahőmérséklet.



(d) D-sorozat, $-40\text{ }^\circ\text{C}$



(e) S-sorozat, Szobahőmérséklet.



(f) S-sorozat, $-40\text{ }^\circ\text{C}$

19. ábra

X-irányú erő - nyúlásmérő bélyeg alakváltozásának viszonya ciklikus terhelés esetén

A próbatestek hőmérséklete

Általánosan ismert, hogy a nyúlási sebesség hatásal van az acél deformációjára és a törésére. Tény, hogy a magas nyúlási sebesség az egyik oka a kobei tönkremeneteknek.

Az acél fáradási szívóssága csökken a növekvő nyúlási aránnyal, hasonlóan a fáradási szívósság csökken alacsonyabb hőmérsékleten. A javasolt R paraméter [17,18] megadja a nyúlási sebesség és az alacsony hőmérséklet hatását

készültek hasonló feltételeket jelentenek, mint $6 \cdot 10^{-3}$ - $4 \cdot 10^{-2}$ /s fajlagos nyúlási sebesség $0\text{ }^\circ\text{C}$ -on. A kobei földrengésnél nem mérték a nyúlási sebességet, de az analízisek az oszlop-gerenda kapcsolatoknál a gerenda övében 10^{-2} - 10^{-1} 1/s közötti nyúlási sebességet valószínűsítettek [19]. A fentiekből következően a statikus mérések $-40\text{ }^\circ\text{C}$ -on a kobei földrengés kondícióit szimulálják.

A hőmérséklet szerepének meghatározására az S-sorozatnál a vizsgálatokat $-20\text{ }^\circ\text{C}$ és $0\text{ }^\circ\text{C}$ -on is elvé-

geztük. Az alacsony hőmérsékletű mérések során a próbatestek etilalkohollal történt a lehűtés és folyékony nitrogén tartotta $-40 \pm 2^\circ\text{C}$, $-20 \pm 2^\circ\text{C}$ vagy $0 \pm 2^\circ\text{C}$ hőmérsékleteken. A hőmérséklet két pontban volt mérve a próbatesten rögzített hőmérőkkel.

Terhelési mód

A próbatesteknél ciklikus és monoton terhelés került alkalmazásra a 16. ábra szerint. A mérés során kéttengelyű fárasztás történt. A fárasztógép négy hidraulikával működik két tengely irányába. Először a próbatestek a folyáshatár 60 %-ig (az alapanyagban) húzóterheléssel lettek megterhelve Y-irányban, majd ott tartva. Ezután vagy ciklikus, vagy monoton terheléssel terhelve X-irányban törésig. Ezek a terhelési feltételek a legszigorúbbak törés szempontjából. Ez a feszültség működik az oszlop-gerenda vertikális rezgése esetén földrengés esetén is.

A tönkremenetelnél három törési felület alakult ki: szívós törés, rideg törés, vagy közbenső törési felület, ahol a rideg törés a szívós törés kialakulása után következett be (D-B: szívós-rideg). A 18-20 ábrákon, a \circ szimbólum a szívós törést jelenti, \bullet a rideg törést és a vegyes törési felületet jelenti.

17. ábra mutatja a rideg és a szívós törést. A próbatesten a szívós törés 45° -os szögben halad az Y-tengelyre a kezdő repedés csúcsától. Rideg törésnél azonban a törés az Y-tengely jobb oldalán fut, a kezdő repedés csúcsától kiindulva [20].

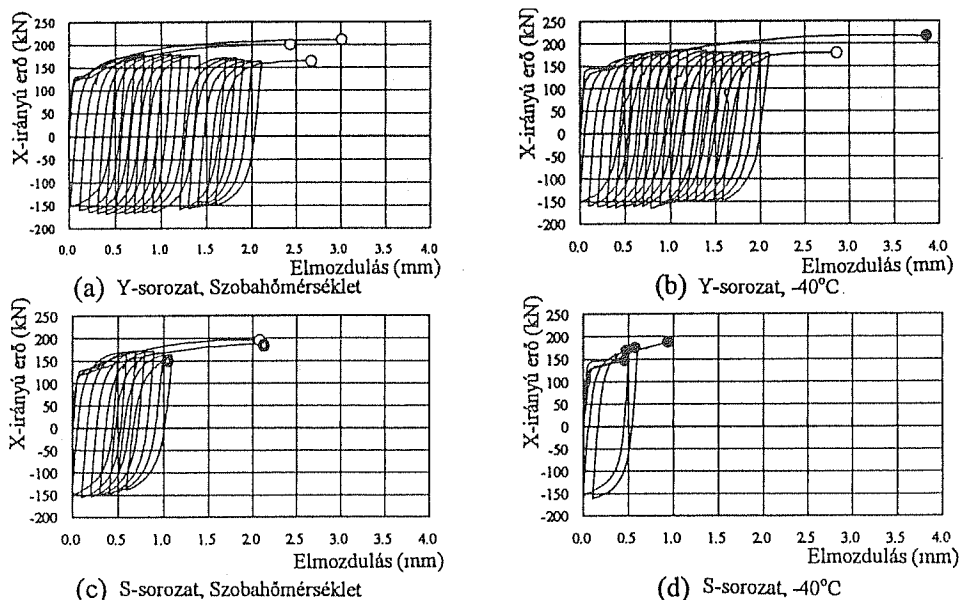
Az X-tengelyű erő-elmozdulás viszonyt az Y- és S-sorozat esetén szobahőmérsékleten 18(a) ábra mu-

tatja. Ugyanezt Y-, D- és S-sorozatra -40°C -on a 18(b) ábra mutatja. Mindegyik próbatest a maximális erő elérésekor azonnal eltört. Szobahőmérsékleten főként szívós törések adódtak az S- és Y-sorozatnál. Másrésztől rideg törés adódott -40°C -on minden sorozatnál. Szobahőmérsékleten az S-sorozatnál adódott a legnagyobb nyúlás, ami csaknem megegyezik az Y-sorozatével. Másrésztől -40°C -on az S-sorozat kis nyúlás után tört el, képlékeny alakváltozás után, hasonlóan az Y-sorozathoz. A D-sorozat nyúlása fele az Y- és S-sorozaténak -40°C -on. A húzópróbánál a varrat nyúlása csaknem egyforma az Y- és D-sorozatoknál, de a kéttengelyű terhelésnél az Y-sorozat nyúlása nagyobb, mint a D-sorozaté.

Ciklikus terhelés esetén

A 19. ábra mutatja az X-tengelyű erő-elmozdulás viszonyt ciklikus terhelés esetén. Csak az S-sorozatnál -40°C -on volt hirtelen rideg törés a maximális erőnél az erő csökkenése nélkül. Más próbatesteknél a maximális erő elérése után 2-9 cikluson keresztül csökkent az erő a törésig. Például a D- és S-sorozatoknál (szobahőmérsékleten) a törés a maximális erő 90 %-ánál következett be. Azonban az Y-sorozatnál (egy kivétellel) a törés a 17-dik ciklus után következett be a 10 % erőcsökkenés nélkül.

Szobahőmérsékleten főként szívós törések adódtak, másrésztől főként rideg törés adódott -40°C -on minden sorozatnál. Hasonlóan, mint monoton terhelés esetén, a törési felület a próbatest hőmérsékletétől függ. A Sharpy törési próbák során elnyelt energia növekvő értékű az alábbi sorrendben Y-, D- és S-so-



20. ábra
A monoton és ciklikus terhelés összehasonlítása

rozat. A nyúlás nagysága a kéttengelyű teszteknel követi ezt a sort szobahőmérsékleten, méginkább $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on.

Az S-sorozatnál a nyúlás $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on sokkal kisebb, mint az Y- és D-sorozatoknál, amit a hirtelen rideg törések mutatnak az erő csökkenése nélkül. A húzóterheléseknél a nyúlás az Y- és D-sorozatoknál közel azonos, de kéttengelyű terhelésnél az Y-sorozatnál nagyobb, mint a D-sorozatnál. Azt mutatják az eredmények, hogy amelyik próbatestnek nagyobb a Sharpy ütőmunkája, annak a kéttengelyű terhelésnél a nyúlása is nagyobb és fordítva.

A próbatest hőmérsékletének hatása Monoton terhelés esetén

A 18(c) és 18(d) ábrák mutatják az X-irányú erőelmozdulás viszonyt az Y- és S-sorozatokra szobahőmérsékleten és $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on.

Az Y-sorozatnál a törési felület rideg $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on, de a nyúlás megegyezik, vagy nagyobb, mint szobahőmérsékleten, melyen szívós törési felület adódik. Másrészt az S-sorozatnál a nyúlás kevesebb mint felére csökken a képlékeny alakváltozás utáni rideg törés miatt.

Az Y-sorozatnál a maximális erő $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on nagyobb, mint szobahőmérsékleten. Az S-sorozatnál a maximális erő $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on egyenlő, vagy kisebb mint szobahőmérsékleten. Ennek szintén a képlékeny deformáció utáni rideg törés az oka.

A Sharpy ütőmunka az S-sorozatnál csak 10 Joule-lal tér el különböző hőmérsékleteken. A nyúlás a kéttengelyű terhelésnél növekvő hőmérsékletnél növekszik. A törési felület is szívóssá válik a hőmérséklet növekedésével.

Ciklikus terhelés esetén

Összehasonlítva a szobahőmérsékletet a $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -al az Y- és D-sorozatoknál, azt találjuk, hogy $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on nagyobb megnyúlások vannak, mint szobahőmérsékleten. Másrészt az S-sorozatnál $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on kisebbek a nyúlások, mint szobahőmérsékleten. Ezt a hirtelen rideg törés okozza a maximális erő elérése után erőcsökkenés nélkül.

A monoton és a ciklikus terhelés

20(a)-(d) ábrák mutatják az X-tengely erőelmozdulás viszonyt monoton és ciklikus terhelés esetén Y- és S-sorozatára.

Függetlenül a terheléstől szívós törés adódik szo-

bahőmérsékleten és rideg törés $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on. A rideg törési felületek $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on csökkenek az S-sorozattól a D-n át az Y-sorozatig ciklikus terhelés esetén. Különösen az Y-sorozatnál kicsi a rideg törési felület $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on ciklikus terhelés esetén, összehasonlítva a monoton esettel.

Az S-sorozat kivételével $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on a maximális erő ciklikus terhelés esetén közel 10 %-al kisebb, mint monoton terhelés esetén. Az erő minden ciklus során csökken a maximális erő elérése után. Az elmozdulás a maximális erő elérése után ciklikus terhelésnél sokkal kisebb, mint monoton terhelésnél. Az S-sorozatnál a maximális erő és elmozdulás $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on közel egyforma ciklikus és monoton terhelés esetén, melyet a hirtelen rideg törés okoz a maximális erő elérése után erőleépülés nélkül.

A nyúlást összehasonlítva szobahőmérsékleten és $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on, az Y-sorozatnál a nyúlás $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on nagyobb, mint szobahőmérsékleten. Az S-sorozatnál a nyúlás éppen $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on kisebb mint szobahőmérsékleten, ami a folyás utáni rideg törésből adódik. Az S-sorozat nyúlása sokkal kisebb $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on az Y-sorozat nyúlásánál. Ezen megfigyelések a nyúlásra vonatkoznak ciklikus és monoton terhelés esetén.

Az összehasonlítást szobahőmérsékleten végezve az S-sorozat nyúlása kisebb, mint az Y-é ciklikus terhelésnél, miközben az S-sorozat nyúlása nagy, monoton terhelésnél. Közel egyenlő az Y-sorozat nyúlásával.

Összefoglalás

- (1) A keresztkötétes próbatestnél általában szívós törés adódik szobahőmérsékleten és rideg törés $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on. A törési felület függ a próbatest hőmérsékletétől és nem függ a terheléstől. Ciklikus terhelés esetén azonban a rideg törési felület csökkenni kezd.
- (2) A kéttengelyű mérésnél a nagyobb Sharpy ütőmunka nagyobb nyúláshoz társul.
- (3) Monoton terhelés esetén minden próbatest a maximális erő elérése után eltört. Ciklikus terhelés esetén a rideg varratú próbatesteknél $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on a törés hirtelen következett be a maximális erő elérése után az erő csökkenése nélkül.
- (4) Monoton terhelésnél a rideg varratú próbatestek $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on szívósan törtek, de a nyúlás egyenlő volt a szobahőmérsékleten mért nyúlással, ahol szívós törés adódott.
- (5) Ciklikus terhelés esetén a rideg varratú próbatesteknél hirtelen rideg törés mutatkozott $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ -on a folyáshatár elérésekor, hasonlóan a monoton terheléshez. A nyúlás sokkal kisebb volt a rideg,

mint a szívós varratú próbatesteknél. Még szobahőmérsékleten is a nyúlás a rideg varratú próbatesteknél kisebb volt mint a szívós varratúaknál, miközben monoton terhelésnél közel egyező volt.

A vizsgálatok azt mutatják, hogy a törési felület erősen függ a varrat szívósságától. Hasonlóan a hőmérsékletnek is hatása van rá. Lehet, hogy a törési felület rideg, de a nyúlás nem feltétlenül kicsi. A nyúlási kapacitást elsősorban a varrat szívóssága határozza meg.

Köszönetnyilvánítás

A szerzők megköszönik Y. Nakatujii segítségét a méréseknél. A kutatást támogatta a Japán Oktatási, Tudományos és Kulturális Minisztérium, az OMFB Tudományos és Technológiai Együttműködési programja Tét JAP 3/98, valamint az OTKA 228446 és 19003 projektek.

Irodalom

- [1] **Toyoda, M.:** Problems related to materials for avoiding fracture of steel framed structures under earthquake. Paper presented in IIW Joint Working Group on Brittle Fracture, Paris, 1998.
- [2] **Kurobane, Y., Azuma, K., Ogawa, K.:** Brittle fracture in steel building frames - comparative study of Northridge and Kobe earthquake damage. IIW-Doc. XV-946-97, X-1377-97, XV-G-06-97.
- [3] **Farkas, J.:** Acélszerkezetek rideg törése. Mélyépítésűtudományi Szemle 12 (1962) No.3.138-144.
- [4] **Farkas, J.:** Fémszerkezetek. Egyetemi tankönyv, 2. kiadás. Budapest, Tankönyvkiadó, 1983.
- [5] **Farkas, J.:** Absorbed energy of CHS and SHS braces cyclically loaded in tension-compression. „Tubular Structures V. Ed. Coutie, M.G. and G.Davies. E & FN Spon, London etc. 1993. pp. 607-614.
- [6] **Farkas, J., Jármai, K.:** Analysis and optimum design of metal structures. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- [7] **Kurobane, Y.:** Evaluation of importance factors influencing deformation capacity of steel moment connections. Paper presented in IIW JWG on Brittle Fracture, Paris, 1998.
- [8] **Kurobane, Y.:** Improvement of I-beam-to-RHS column moment connections for avoidance of brittle fracture. Tubular Structures VIII. Choo, Y.S., van der Vegte, G.J. eds. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1998. pp.3-17.
- [9] **Burdekin, F.M., Pardali, A.:** Considerations of design, material properties and inspection requirements for earthquake-resistant steel frame connections. UMIST Report, CIV/SAG1/98 UMIST, Manchester, UK, 1998.
- [10] **Toyoda, M.:** How Steel Structures Fared in Japan's Great Earthquake, Welding Journal, American Welding Society, December (1995), pp.31-42
- [11] **Committee on Steel Building Structures, The Kinki-Branch of The Architectural Institute of Japan (AIJ):** Reconnaissance Report on Damages to Steel Building Structure Observed from the 1995 Hyogoken-Nanbu (Hanshin /Awaji) Earthquake, 1995
- [12] **Japanese Society of Steel Construction (JSSC):** Kobe Earthquake Damage To Steel Moment Connections And Suggested Improvement, JSSC Technical Report, No.39 (1997)
- [13] **Horikawa, K., Sakino, Y.:** Review of Damage in Welding Joints Caused by The Kobe Earthquake, Trans. of Welding Research Institute of Osaka University (JWRI), Vol.24 (1995), No.2, pp.1-10.
- [14] **Horikawa, K., Sakino, Y.:** Damage due to Steel Structures Caused by the 1995 Kobe Earthquake, Structural Engineering International, J. Int. Ass. for Bridge and Structural Engineering (IABSE), Vol.6(1995), No.3, pp.182-183.
- [15] **Committee on Steel Building Structures, The Kinki-Branch of The Architectural Institute of Japan (AIJ):** Full-Scale Test on Plastic Rotation Capacity of Steel Wide-Flange Beams Connected with Square Tube Columns, 1997 (in Japanese)
- [16] **Nogarta, F., Masaki, J.:** New fitting curve for Charpy Absorbed Energy and Fracture Toughness data of Steels: J. of the Japanese Soc. for Strength and Fracture of materials, Vol.17(1982)No.2, pp.1-13. (in Japanese)
- [17] **Bennett, P.E., Sinclae, G.M.:** Parameter representation of low-temperature yield behavior of body-centered cubic transition metals, Transaction of the ASME, (1966), pp.518-524.
- [18] **Bennett, P.E., Sinclae, G.M.:** An analysis of the time and temperature dependence of the upper yield point iron, Transaction of the ASME, J. Basic Eng., 33(1961), 557.
- [19] **Committee on Accumulated Plastic Deformation, The Japan Welding Engineering Society** Strength and fracture toughness of welding connections in steel building under cyclic large deformation, Interim Report, 1996. (in Japanese)
- [20] **Sakino, Y., Horikawa, K., Kawazu, H. and Kamura, H.:** Experimental Study on Brittle Fractures with Plastic Strain at Cruciform Butt Joints (Report I): Trans. of JWRI, Vol.26, (1997), No.2, pp.81-88.