

ANYAGOK KÁROSODÁSA ÉS VIZSGÁLATA KÜLÖNBÖZŐ ÜZEMI KÖRÜLMÉNYEK KÖZÖTT

**DINAMIKUS TÖRÉSMECHANIKAI JELLEMZŐK MEGHATÁROZÁSA
MŰSZEREZETT ÜTŐVIZSGÁLATTAL**

LENKEYNÉ BIRÓ GYÖNYVÉR
Miskolci Egyetem, Bay Zoltán Intézet

Készült: a TEMPUS S_JEP_11271 projekt támogatásával

Miskolc
- 1999 -

ANYAGOK KÁROSODÁSA ÉS VIZSGÁLATA

DINAMIKUS TÖRÉMECHANIKAI JELLEMZŐK MEGHATÁROZÁSA MŰSZEREZETT ÜTŐVIZSGÁLATTAL

LENKEYNÉ BIRÓ GYÖNGYVÉR,

Miskolci Egyetem

Készült: a TEMPUS S_JEP_11271 projekt támogatásával

Miskolc
1999.

ELŐSZÓ

Minden történelmi korszak fejlődésének megvan a maga hajtóereje. Míg a XIX. században a tudomány előrehaladását egyértelműen a vasúti közlekedés robbanásszerű elterjedése hatotta át (évente átlagosan 10.000 km hosszágban építettek új vasútvonalakat), addig jelen korunkban a mikroelektronika adta lehetőségek szőtték át a mindennapjainkat, így a műszaki életünket is, szolgáltatva annak fejlődéséhez szükséges hajtóerőt. E két periódus fejlődésének sajátosságai természetesen megmutatkoztak a társadalmi struktúra formálódásában is. Az elmúlt században kialakult a nagyüzemi munkásság, megvalósult a tőke koncentrációja és létrejött a reál - dominánsan a műszaki - tudomány művelőinek népes tábora. Ez utóbbiak kivívták maguknak a széles társadalmi elismertséget, hisz tevékenységük közvetlenül hozzájárult a társadalom látható fejlődéséhez. Napjaink sajátossága az *információs társadalom* kialakulása, amelyben a mikroelektronikai elemek fejlődése átszövi a mindennapi életünk, tevékenységünk lehetőségeit. A műszaki életben ez többek között a számítástechnika robbanásszerű elterjedését, a diagnosztikai vizsgálatok eszközparkjának átalakulását, az anyagok viselkedésének, tulajdonságainak mélyebb megismerését szolgáló anyagvizsgálati módszerek, eszközök létrejöttét eredményezték. A fejlődés ütemét jól tükrözi az, hogy mindez az utóbbi 20 évben következett be (pl. a számítógépek mikroprocesszorainak műveleti sebessége 1978-1998 periódusban 3 nagyságrendet változott!).

A nagy értékű műszaki létesítményeket, szerkezeteket (hidakat, erőműveket, gázolajfeldolgozó rendszereket, vegyipari üzemeket, tranzit energiaszállító vezetéseket, repülőgépeket, hajókat, stb.) 15-50 éves üzemeltetésre tervezik az adott periódusban érvényben levő szabványok, műszaki irányelvek figyelembevételével. Ezekben pedig az azt megelőző néhány év ismeretszintje, technológiai színvonala testesedik meg. A mikroelektronika által diktált fejlődési ütem lehetővé teszi azt, hogy a nagy értékű szerkezetek, létesítmények üzemeltethetőségi feltételeit, maradék élettartamát egyre nagyobb megbízhatósággal becsüljük, azaz integritását egyre kisebb kockázattal ítéljük meg.

Az előzőkből adódóan kialakult egy új, diszciplína, a „*szerkezetek integritása*”, vagy „*szerkezetintegritás*” fogalma és létrejött intézményrendszere szerte a világon. A döntően mérnöki ismereteket integráló tudományterület feladata annak eldöntése, hogy egy adott szerkezet, létesítmény milyen feltételek mellett üzemeltethető a továbbiakban, ill. mennyi a maradék élettartama és ez milyen módon menedzselhető. Ahhoz a szerkezet állapotát a lehető legnagyobb biztonsággal felmérhessük - ebből adódóan a további üzemeltethetőség feltételeit a legkisebb kockázattal megbecsüljük - elengedhetetlen az, hogy

- *diagnosztikai vizsgálatokkal felmérjük a szerkezet állapotát,*
- *tisztázzuk a valóságos üzemi körülményekre jellemző mechanikai állapotot,*
- *megítéljük a beépített anyagok károsodásának folyamatát és mértékét az adott üzemeltetési feltételek mellett.*

Nyilvánvaló egyrészt az, hogy az előzőkben említett három fő terület (mérés-technika - mechanika - anyag) egyforma jelentőséggel bír a szerkezet integritásának megítélésében és bármelyik terület elhanyagolása, súlyának csökkentése hibás döntéshez, esetleg katasztrófákhoz vezethet. Nyilvánvaló másrészt az, hogy minden műszaki döntésben, így az üzemeltethetőség feltételeinek megítélésében is, bizonyos kockázat rejlik, hisz a tudomány adott szintjét hasznosítjuk és a rendelkezésre álló eszközpark maga is az adott kor színvonalát képviseli. Ebből adódóan mérlegelni kell az esetleges hibás döntés műszaki, jogi, közgazdasági és környezetvédelmi következményeit. Ezek együttes figyelembevételével viszont már kialakíthatók az ésszerű kockázatvállalás feltételi.

A szerkezetintegritás tehát egy igen komplex terület. Akik ezt művelik azoknak képesnek kell lenniük arra, hogy az üzemeltethetőséggel kapcsolatos problémákat teljes körűen átlássák, kiemeljék a meghatározó paramétereket, kérdéscsoportokat és alkalmasak legyenek arra, hogy az érintett tudományterületek szakembereivel érdemben szakmailag konzultálni tudjanak.

A szerkezetek integritásának, reális állapotának, maradék élettartamának megítélése mind az üzemeltetők, mind pedig a biztosítótársaságok alapvető érdeke. Az üzemeltető szempontjából a tudatos tervezés, fejlesztés megkerülhetetlen sarokpontja az üzemben levő készülékek műszaki állapota, biztonsága; a szükséges biztosítás tekintetében pedig az ésszerű kockázatvállalás, biztosítási összeg alapelve a reális állapot ismerete. Ezek jelentőségét mérlegelve támogatta az Európai Unió a TEMPUS program keretében a „*Teaching and Education in Structural Integrity in Hungary*” címmel összeállított pályázatot, amelynek fő célkitűzése ezen új diszciplína meghonosításán kívül egyrészt a szerkezetintegritás oktatási anyagainak kidolgozása, másrészt a **Szerkezetintegritás - Biztosítási Mérnök Szakmérnöki Szak** beindítása. A négy hazai intézmény - Miskolci Egyetem, Budapesti Műszaki Egyetem, Kossuth Lajos Tudományegyetem Műszaki Kara és a Széchenyi István Műszaki Főiskola szakembereinek bevonásával elérendő célok megvalósítását nagyban segítették a következő külföldi partnereink:

- Prof. T. Varga, Bécsi Műszaki Egyetem
- Prof. H. P. Rossmann, Bécsi Műszaki Egyetem
- Dr. J. Blauel, Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik
- Prof. S. Reale, Università Degli Studi di Firenze
- Prof. G. Pluvinage, Universitz of Metz
- S. Crutzen, Joint Research Centre, Petten.

Miskolc, 1998. június 15.

Tóth László

egyetemi tanár
a projekt koordinátora

Jelen füzet egyike annak a sorozatnak, amelyik az anyagok károsodási mechanizmusaival, azok leírásával és vizsgálatával foglalkozik.

A szerkezetek, berendezések biztonságos üzemeltetéséhez többek között az is szükséges, hogy a bennük lévő (gyártás során vagy üzemelés közben keletkezett) repedések vagy repedésszerű hibák veszélyességét meg kell tudnunk ítélni. Ehhez egyrészt ismerni kell az adott berendezés üzemelési körülményeit, terhelési viszonyait. Másrészt tudni kell az adott terhelési feltételeknek megfelelő törésmechanikai anyagjellemzőket. Mivel a repedéssel rendelkező szerkezetek üzemelése szempontjából a dinamikus igénybevétel kritikusabbnak tekinthető, ezért bizonyos esetekben fontos a dinamikus törésmechanikai jellemzők ismerete. Ezek meghatározására a legelterjedtebb módszer a műszerezett ütésvizsgálat.

Jelen füzet ezzel a vizsgálati technikával foglalkozik, bemutatva a műszerezett ütésvizsgálat mérés-technikai alapjait, követelményeit, valamint a terhelési sebesség változásának hatását a törésmechanikai jellemzőkre. A különböző dinamikus törésmechanikai jellemzők vizsgálati és kiértékelési módszereinek bemutatása mellett próbálunk képet adni az anyagjellemző mérőszámok lehetséges nagyságrendjéről néhány anyag esetén.

Mint minden új kezdeményezésnek, e füzetnek is nyilvánvalóan meglesznek a maga hiányosságai és a jövőben számos területen kiegészítésre szorulnak. Ezt nagyban segítené az, ha a Tisztelt Olvasók észrevételeiket, javaslataikat a szerzőknek vagy a projekt vezetőjének eljuttatnák. A TEMPUS program nyújtotta támogatás lehető legjobb kihasználása érdekében az elkészült tananyagokat INTERNET-en is közreadjuk (<http://www.bzlogi.hu/tempus.html>) annak érdekében, hogy a szerkezetintegritás diszciplínája hazánkban minél gyorsabban és minél szélesebb körben elfogadásra és elterjedésre találjon.

Miskolc, 1999. június 20.

Lenkeyné Biró Gyöngyvér¹

¹ Honlap: <http://www.bzlogi.hu/> vagy <http://www.uni-miskolc.hu/>

TARTALOMJEGYZÉK

1. Bevezetés	6
2. A műszerezett ütésvizsgálat.....	7
2.1. A műszerezett ütésvizsgálat mérés technikai követelményei.....	8
3. Törésmechanikai jellemzők áttekintése	10
4. A terhelési sebesség hatása a törésmechanikai jellemzőkre.....	14
5. Dinamikus törésmechanikai vizsgálatok műszerezett ütőművel	16
6. Dinamikus törésmechanikai jellemzők néhány anyagminőségre	26
7. Irodalomjegyzék.....	30

1. Bevezetés

A szerkezetek, berendezések biztonságos üzemeltetéséhez többek között az is szükséges, hogy a bennük lévő (gyártás során vagy üzemelés közben keletkezett) repedések vagy repedésszerű hibák veszélyességét meg kell tudnunk ítélni. Ezt a törésmechanikai elvek felhasználásával tehetjük meg. Jellemzően statikus vagy kvázistatikus igénybevétel esetén az alkalmazott eljárás alapelve az, hogy összehasonlítjuk a szerkezet terheléséből, méreteiből és a repedés geometriájából számítható feszültségi, energetikai vagy alakváltozási mérőszámokat (K_I , J_I , δ) a megfelelő anyagjellemzőkkel (K_{Ic} , J_{Ic} , δ_c).

A repedéssel rendelkező szerkezetek üzemelése szempontjából a dinamikus igénybevétel kritikusabbnak tekinthető. A pontos megítéléséhez azonban anyagi mérőszámok szükségesek, amiknek a megadása az anyagvizsgáló feladata. Ez statikus igénybevétel esetén általában egyszerűbb mérési feladatot jelent, míg dinamikus vizsgálatok esetén mérés technikai és kiértékelési problémák is jelentkezhetnek. Míg a statikus törésmechanikai vizsgálatokra világszerte számos szabvány [1-6] létezik, a dinamikus vizsgálatokra vonatkozó előírások most vannak kidolgozás alatt.

A dinamikus törésmechanikai vizsgálati technikák közül világszerte a legelterjedtebb a műszerezett ütővizsgálat. Ez a század eleje óta alkalmazott anyagvizsgálati módszer, a Charpy-féle ütővizsgálat (amelyet G. Charpy 1901-ben Budapesten javasolt először) korszerűsítésével alakult ki.

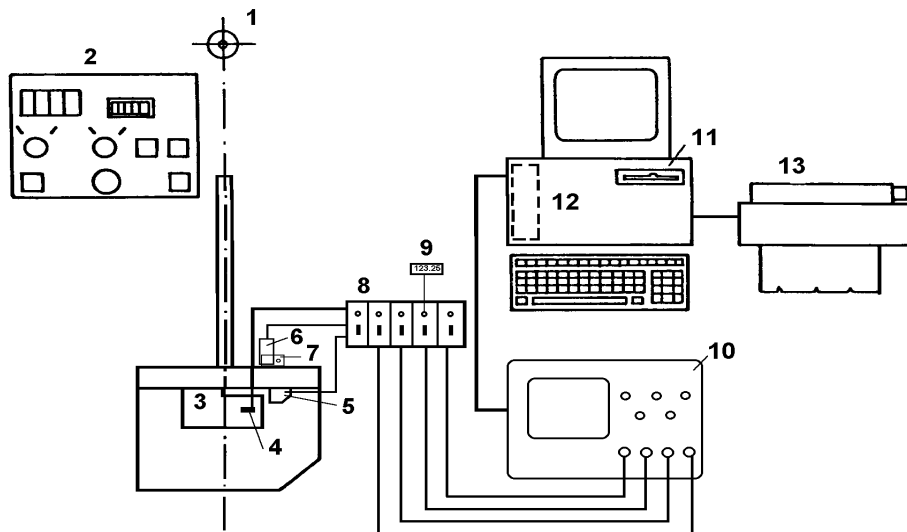
2. A műszerezett ütővizsgálat

A műszerezett ütővizsgálatot kb. 70 éve használják, amit a hagyományos Charpy-féle ütővizsgálatból fejlesztettek ki a vizsgálat információtartalmának növelése érdekében. Ezen vizsgálati technika fejlődésének néhány mérföldköve a következő:

- 1901 George Charpy előterjeszti javaslatát az ütvehajlító vizsgálatról Budapesten az Anyagvizsgáló Konferencián,
- 1925 elkészül az első ütőmű-műszerezés,
- 1925 megjelenik az első tudományos publikáció a műszerezett ütővizsgálatról a Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung kiadványában Düsseldorfban, a szerzők: F. Körber és H. Arnold,
- 1946 legyártják az első műszerezett ütőművet Lipcsében,
- 1970 megjelenik az „Impact testing of metals” c. ASTM STP,
- 1977-80 elkészül az ASTM E24.03 szabványajánlás a műszerezett ütővizsgálatról,
- 1986 megjelenik a DVM Merkblatt a műszerezett ütővizsgálatról,
- 1991-93 szabványajánlás kidolgozása a Fémek anyagok műszerezett Charpy-V ütővizsgálatáról az ESIS TC5 Sub-committee (Dynamic Testing at Intermediate Strain Rate) által,
- 1992- ESIS szabványajánlás kidolgozása az előreesztett próbatestek műszerezett ütővizsgálatáról az ESIS TC5 Sub-committee által,
- 1996 ISO szabványjavaslat a műszerezett ütővizsgálatról (az ESIS javaslat alapján).

Egy műszerezett ütőmű felépítését mutatja az 1. ábra, amely berendezés bármely hagyományos ütőmű felhasználásával kialakítható.

Lényege, hogy az ingafejben elhelyezkedő ütőélre (3) nyúlásmérő bélyegeket (4) ragasztanak, amelyek teljes Wheatstone-hídba kötve lehetővé teszik az erőmérést a vizsgálat közben. Az adatgyűjtés indítása olyan külső trigger-egység segítségével történik, amely egy fotocella (6) és egy impulzus-generátor (8-ban) kombinációja. Mivel a triggerelés térbeli helyének és a próbatestnek a távolsága állandó, különböző ütési sebességek esetén a kalapács ezt a távolságot különböző idő alatt teszi meg. Ezért kisebb sebességeknél túl sok adat kerülne eltárolásra még a terhelés kezdete előtt. Ennek kiküszöbölésére szolgál az impulzus-generátor, ami a fotocella trigger jelét követően egy előre beállítható késleltetési idő után impulzust ad, s ezzel indítja az adatgyűjtést. A kalapácson található kétsapos zászló (7) az optikai trigger egységen való keresztülhaladása közben két impulzust indukál: a két impulzus között eltel időből (9) meghatározható a kalapács sebessége, a triggerjelet az impulzus-generátor a második impulzus alapján adja.



- | | |
|--|------------------------------------|
| 1 Szögmérés | 7 Triggerelő zászló |
| 2 PSD 300 /150 ingás ütőmű | 8 Tápegység és erősítők |
| 3 Műszerezett ütőél | 9 Óra kijelző |
| 4 Mérőbéllyeg | 10 Digitális tárolós oszcilloszkóp |
| 5 Mágneses- és elektro-emissziós érzékelők | 11 Számítógép |
| 6 Optikai trigger egység | 12 GPIB kártya |
| | 13 Nyomtató |

1. ábra

A műszerezett ütőmű felépítése

A bélyegek és az érzékelők jelei mérőerősítőkön (8) keresztül jutnak az adatgyűjtő eszközbe. Ezek rögzítésére két lehetőség van: számítógépbe (11) beépített tranziens rekorder kártyával, vagy digitális tárolós oszcilloszkóppal (10). Az oszcilloszkópban tárolt adatok GPIB interface-en (12) keresztül közvetlenül, vagy mágneslemezen tárolva vihetők át a számítógépbe. A vizsgálat eredménye a legtöbb esetben csak az erő-idő diagram, amelyből számítással határozható meg a behajlás időbeni változása.

2.1. A műszerezett ütővizsgálat mérés technikai követelményei

A műszerezett ütővizsgálat mérés technikai szempontból gyors tranziens jelek mérését és ezek valamilyen elektronikus adatgyűjtő eszközzel való tárolását jelenti. A törési folyamat időtartama néhány μs -tól néhány ms-ig változhat, aminek a követéséhez kellően gyors mérőrendszerre van szükség.

A mérőrendszer gyorsaságát egyrészt a mérőrendszer (mérőelem, erősítő, adattároló egység) frekvencia-átviteli határozza meg. A mérőrendszerre jellemző felső határfrekvenciának azt az értéket szokták tekinteni, amelynél az amplitúdó csökkenés -3 dB. A felső határfrekvencia

mérésénél azonban egyszerűbb meghatározni a jelfelfutási időt, ami alatt a jel 10 %-ról 90%-os értéket ér el [7, 8]:

$$t_r = \frac{0.35}{f_{0.915}}, \quad (1)$$

ahol $f_{0.915}$ - az a frekvencia, amelynél a kimenő feszültség amplitúdója 10 %-kal csökken.

A műszerezett ütővizsgálat erőmérő rendszerének legalább 100 kHz felső határfrekvenciával kell rendelkeznie, ami megfelel 3.5 μ s jelfelfutási időnek [9].

Az erőmérő-rendszer dinamikus tulajdonságait a gyakorlatban egyszerűbben lehet ellenőrizni az erőjelben megjelenő első ún. inercia csúcs nagyságának a mérésével. Acél próbatest esetén 5.5 m/s ütési sebességnél ennek 8 kN-nál nagyobbak kell lenni. Kisebb ütési sebességeknél a sebességgel arányosan csökken az inercia csúcs nagysága, de legalább el kell érnie a (2) összefüggéssel megadott értéket [9]:

$$F_{\text{inercia}} = 1.45 \cdot v_0, \quad (2)$$

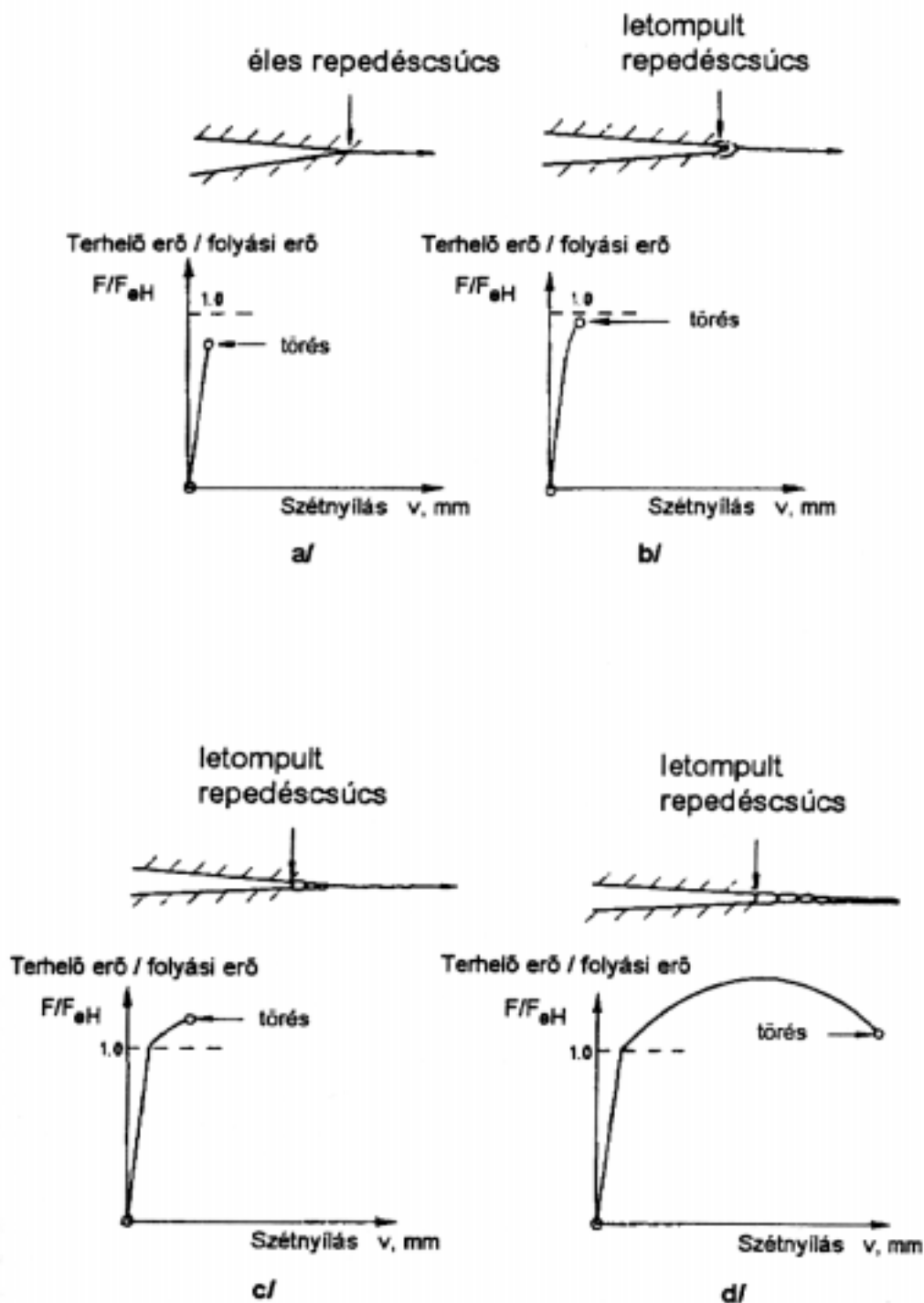
ahol F_{inercia} - az inercia csúcs értéke, kN,

v_0 - az ütési sebesség, m/s.

A megfelelően gyors mérőrendszer másik eleme az adattároló egység. Ez célszerűen valamilyen digitális tárolóeszköz (digitális tárolós oszcilloszkóp, tranziens recorder kártya számítógépben) lehet, aminek a megfelelő pontosság elérése érdekében legalább 8 bit felbontóképességgel kell rendelkeznie, de a 12 bites felbontás inkább javasolt [9]. Emellett a mért jelek helyes ábrázolásához egy olyan mintavételi frekvencia szükséges, ami lényegesen nagyobb a mért jel frekvenciájánál. Ebből adódóan általában 250 kHz mintavételi frekvencia (4 μ s-os mintavételi idő) elfogadható, de ridegtörés esetén (100 μ s-nál rövidebb törési időnél) 1 MHz szükséges [9].

3. Törésmechanikai jellemzők áttekintése

A folyamatosan növekvő terhelés hatására a repedésindulás és terjedés folyamata nagyon különböző lehet az anyag állapotától függően. A 2. ábra mutatja be a jellegzetes törési folyamatokat a statikus törésmechanikai vizsgálat közben regisztrálható erő-szétnyílás diagramokkal együtt [10].



2. ábra

Jellegzetes törési folyamatok és erő-szétnyílás diagramjaik

A repedést tartalmazó, ideálisan rugalmas viselkedésű anyag képlékeny alakváltozás nélkül, teljesen ridegen törik el, a repedésterjedés instabil. Ilyenkor az erő-szétnyílás diagram lineáris (2. a/ ábra).

A következő lehetséges eset, amikor a repedéscsúcs környezetében először egy kismértékű képlékeny alakváltozás történik, aminek következtében a repedéscsúcs letompul (blunting). A repedéscsúcs környezetének ezt az erősen alakváltozott részét nevezik stretch zónának. Ezt a folyamatot instabil repedésterjedés követi. Ilyenkor az erő-szétnyílás diagramban egy kezdeti lineáris szakasz után igen kismértékű elhajlás figyelhető meg (2. b/ ábra).

Lehetséges az is, hogy a tompulási folyamatot először stabil repedésterjedés követi folyamatosan növekvő terhelés közben, majd egy adott repedésméret elérése után a törési folyamat instabil repedésterjedéssel fejeződik be. Ilyenkor az erő-szétnyílás diagramban nagyobb elhajlás mutatkozik (2. c/ ábra).

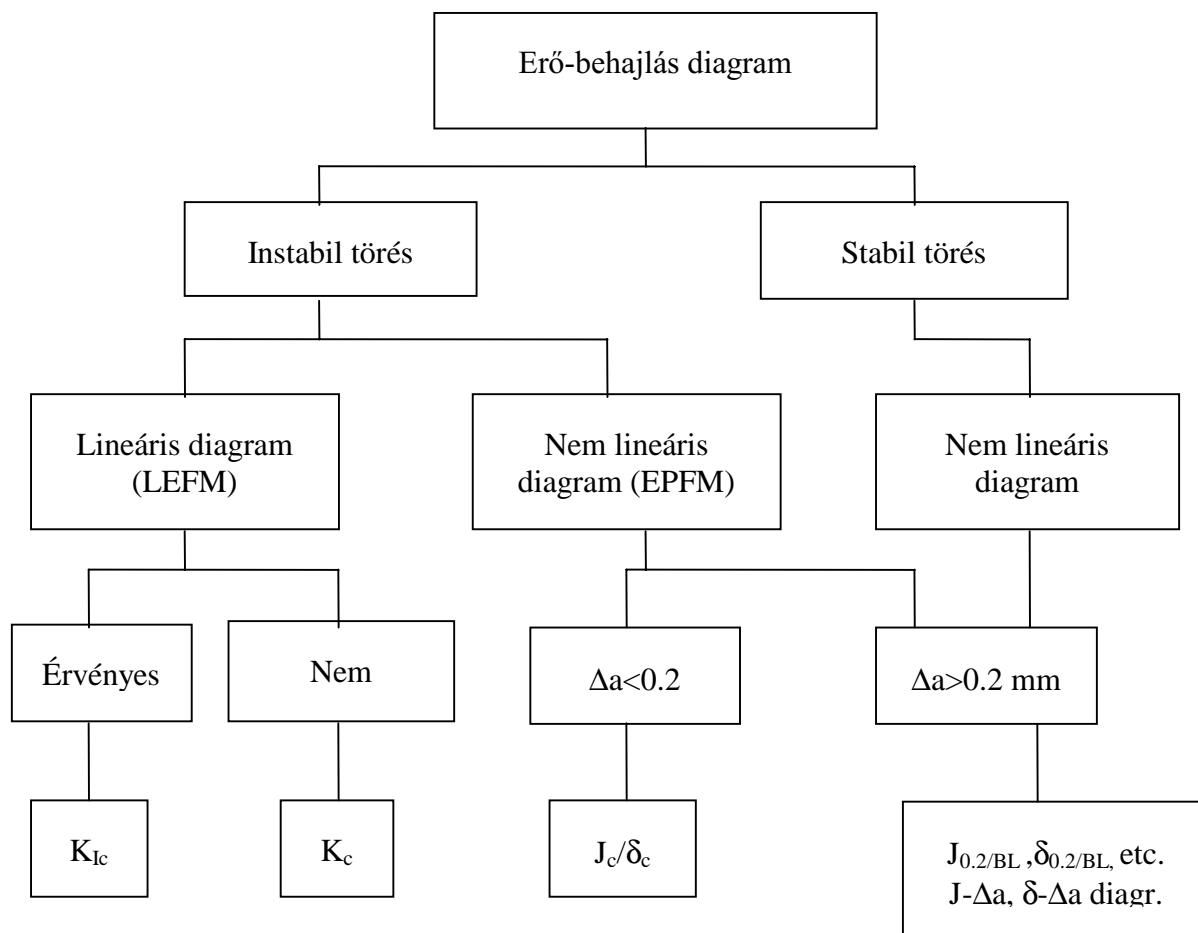
Végül előfordulhat, hogy a repedéscsúcs letompulása után a repedésterjedés teljesen stabilan következik be, s az erő-szétnyílás diagram az 2. d/ ábrának megfelelő alakú.

Ennek megfelelően a szerkezetek méretezéséhez használt törésmechanikai anyagjellemzők különbözőek attól függően, hogy stabil vagy instabil repedésterjedés következik be adott állapotú anyag esetén (3. ábra) [11].

Instabil repedésterjedésnél, ha az anyag közel lineárisan-rugalmas viselkedésű (2. a/ és b/ ábra), azaz a törésmechanikai vizsgálat során felvett erő-szétnyílás diagram kezdete lineáris, a törési ellenállás jellemzője a törési szívósság (K_{Ic}) a sík alakváltozási állapot teljesülése esetén. A törési szívósság anyagjellemző, ami a feszültségintenzitási tényezőnek azon kritikus értéke, ahol az instabil repedésterjedés elkezdődik. Ha a sík alakváltozási állapot feltételei nem teljesülnek, az instabil repedésterjedés kezdetéhez tartozó kritikus feszültségintenzitási tényezővel (K_c) jellemezhetjük az anyagot, amely az anyagok rangsorolására alkalmas, de méretezésre nem használható fel.

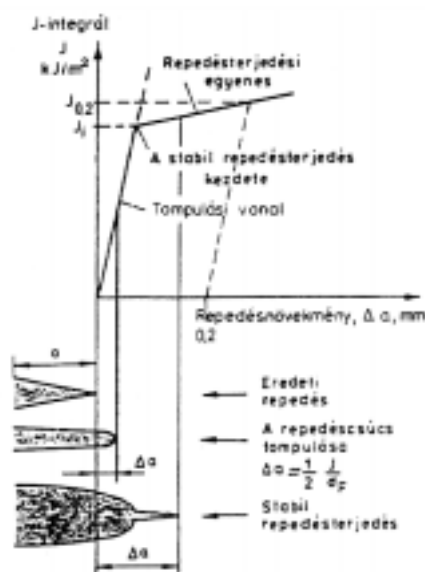
Ha a diagram nem lineáris és a törés instabil (2. c/ ábra), a törési ellenállást a repedéscsúcs közvetlen környezetében felhalmozódott energiát kifejező J-integrál vagy a repedés-kinyílás azon kritikus értékével (J_c ill. δ_c) jellemezhetjük, amely az instabil repedésterjedés kezdetéhez tartozik. Ha az instabil repedésterjedést $\Delta a \geq 0.2$ mm stabil repedésterjedés előzi meg, akkor egy megállapodás szerinti repedésnövekedés-értékhez tartozó jellemzőket (J_u v. δ_u) adhatunk meg. Ezen értékeket rendszerint a $\Delta a = 0.2$ mm stabil repedésnövekedésnél értelmessézik.

Stabil repedésterjedés esetén az erő-szétnyílás diagram nem lineáris (2. d/ ábra), a törésmechanikai anyagjellemző a repedésinduláshoz tartozó J-integrál vagy repedés-kinyílás értéke, amely a J- Δa (R-görbe) vagy δ - Δa diagram alapján számítható. Ennek értelmezését mutatja be a 4. ábra a J-integrálra vonatkozóan [8].



3. ábra

A törési ellenállás lehetséges paramétereit a regisztrált erő-szétnyílás diagram alapján



4. ábra

A stabil repedésterjedés szakaszait szemléltető R-görbe

A terhelés növekedésének hatására a repedéscsúcs környezetében meginduló alakváltozás annak letompulását eredményezi. A tompulási folyamat közben a J-integrál értéke lineárisan változik a repedéshossz-növekedéssel (Δa), amit a J- Δa görbe kezdeti egyenes szakasza mutat. Ez a tompulási vonal (blunting line). A repedés hossza fizikailag nő ugyan, de a tovaterjedése, az anyag lokális szakadása még nem kezdődik el. Ez csak egy, az anyagra jellemző terhelés elérésekor következik be. Anyagjellemzőnek tekinthetjük az ehhez tartozó J-integrál értéket (J_I) vagy egy megállapodás szerinti Δa (általában $\Delta a=0.2$ mm) értékhez tartozó J-integrált ($J_{0,2}$).

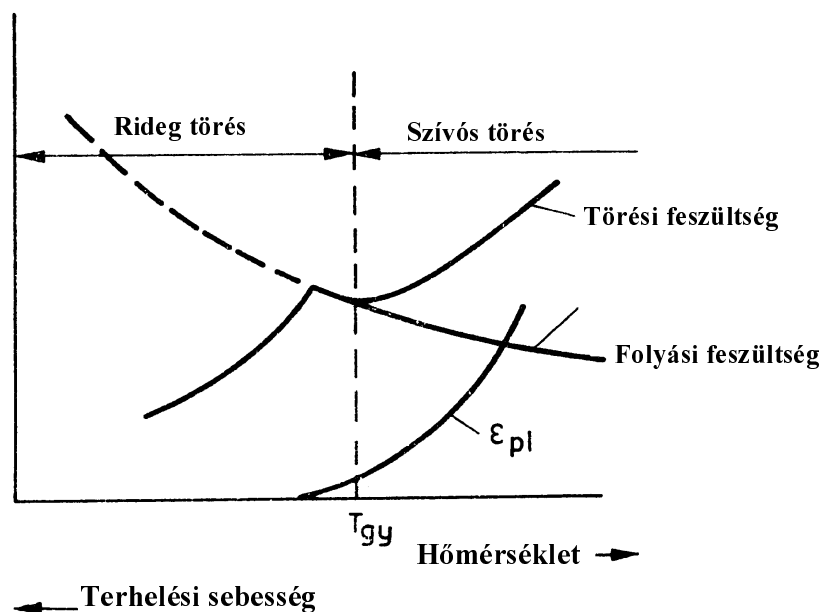
A repedésindulás meghatározása egyszerűbb feladat instabil törés esetén, hisz erre legtöbb esetben egyértelműen utal a vizsgálat közben regisztrált hirtelen erőesés. Ha azonban a repedésterjedés stabil, vagy az instabil terjedést stabil előzi meg, akkor a mért erőjelből közvetlenül nem lehet következtetni a repedésindulás pillanatára. Ilyenkor különböző kiegészítő mérési módszerek alkalmazhatók.

4. A terhelési sebesség hatása a törésmechanikai jellemzőkre

A törésmechanikai anyagjellemzők, ugyanúgy mint más anyagtulajdonságok változhatnak a terhelési sebesség és a hőmérséklet függvényében is. Nagyobb terhelési sebességek esetén meghatározásukra különféle dinamikus törésmechanikai vizsgálati technikákat alkalmaznak (pl. műszerezett ütővizsgálat, ejtőműves vizsgálat, nagy sebességű hidraulikus berendezés, lövedékkel végzett vizsgálat, Hopkinson-rudas berendezés). Ezek közül a lövedékkel végzett és a Hopkinson-rudas vizsgálatokat az egészen nagy terhelési sebességek esetén alkalmazzák, amely már nem tekinthető kvázistatikusként és a gépészeti gyakorlatban kisebb jelentőséggel bír. A nagy terhelési sebességű hidraulikus anyagvizsgáló gépek inkább műanyagok vizsgálatánál elterjedtek. Használatukat korlátozza, hogy elég költséges berendezések. Ejtőműveket fémek anyagoknál elsősorban nagyobb méretű próbatestek esetén alkalmaznak. A dinamikus törésmechanikai jellemzők meghatározására legelterjedtebben a műszerezett ütővizsgálatot használják.

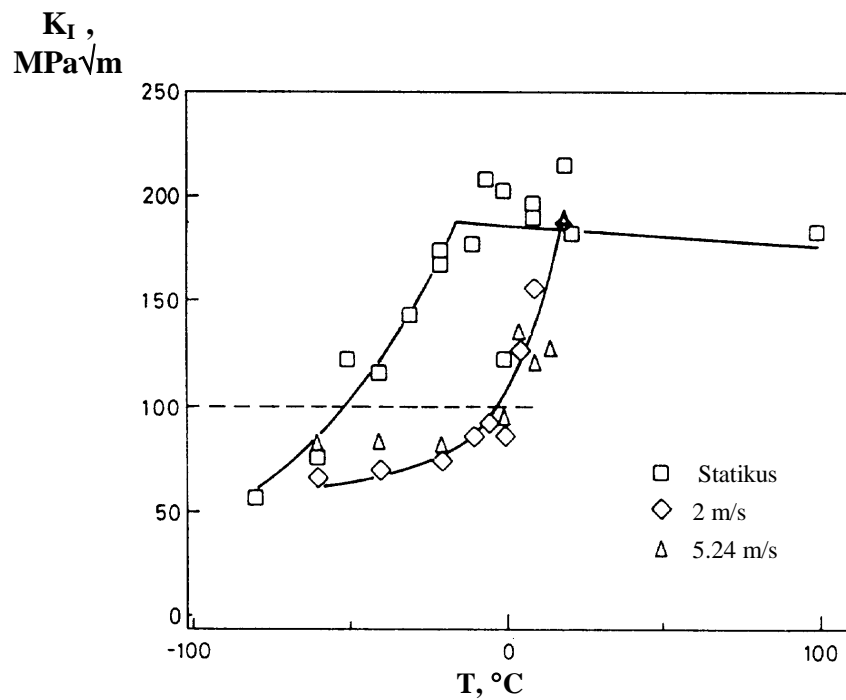
Térközepes rácsszerkezetű fémeknél, így a ferrit-perlites acéloknál is a hőmérséklet csökkenésével az anyag elridegése tapasztalható. A terhelési sebesség és a hőmérséklet hatását a törés típusára az 5. ábra mutatja be szemantikusan [8].

A hőmérséklet csökkenésével nő a folyási feszültség, ugyanakkor csökken a törési feszültség. Ridegtörés akkor következik be, amikor a törési feszültség a folyási feszültség alá csökken ($T=T_{gy}$ hőmérsékleten). Ekkor a törés előtt nem történik makroszkopikus képlékeny alakváltozás (ϵ_{pl} - maradó nyúlás). A terhelési sebesség növekedésével a törési viselkedés a ridegtörés irányába tolódik el. Ez gyakorlatilag azt is jelenti, hogy az átmeneti viselkedést leíró törési szívósság-hőmérséklet görbe nagyobb terhelési sebességeknél a magasabb hőmérsékletek irányába tolódik el (6. ábra [12]).



5. ábra

A terhelési sebesség és a hőmérséklet hatása a rideg-szívós viselkedésre



6. ábra
A508 acél törési szívósságának változása a hőmérséklet és a terhelési sebesség függvényében

Ferrites acélokban gyakran használják a $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ K_I értékhez tartozó hőmérséklet-különbséget a rideg-szívós átmenet eltolódásának jellemzésére. A statikus és dinamikus törési szívósság átmeneti görbéjének hőmérséklet eltolódását Barsom a következő összefüggéssel adta meg [14]:

$$\Delta T = (83 - 0.08 \cdot \sigma_y) \cdot \dot{\varepsilon}^{0.17}, \quad (3)$$

ahol σ_y - folyáshatár szobahőmérsékleten, MPa,
 $\dot{\varepsilon}$ - alakváltozási sebesség, s^{-1} .

A (3) összefüggés a $10^{-3} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\varepsilon} \leq 10 \text{ s}^{-1}$ alakváltozási sebességtartományban érvényes, $\sigma_y \leq 965 \text{ MPa}$ esetén. Az alakváltozási sebesség meghatározása az Irwin által javasolt összefüggéssel történhet [15]:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2 \cdot \sigma_y}{E \cdot t_F}, \quad (4)$$

ahol E - rugalmassági modulus, MPa,
 t_F - a törési idő, s.

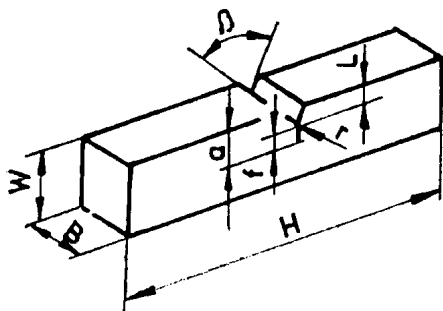
5. Dinamikus törésmechanikai vizsgálatok műszerezett ütőművel

Dinamikus törésmechanikai vizsgálatokhoz a műszerezett ütőművön előrepesztett próbatesteket használnak. Ennek különböző típusait mutatja be a 7. ábra. A V-bemetszésű próbatesten fárasztással hozzák létre az $a/W=0.45-0.55$ fajlagos hosszúságú repedést. A síkalakváltozási állapot jobb megközelítése érdekében, az alakváltozás megakadályozására oldalbemetszett próbatesteket (7.b/ ábra) szoktak alkalmazni. Az oldalbemetszés általában mindkét oldalon a próbatest szélességének 10-10 %-a, és az előfárasztást követően munkálják ki.

A próbatesteket ezt követően műszerezett ejtő- vagy ingás ütőmű segítségével terhelik (40 mm-es támaszköz alkalmazásával). Általában az erő-idő diagramokat regisztrálják, de néha mérik a próbatest behajlását is.

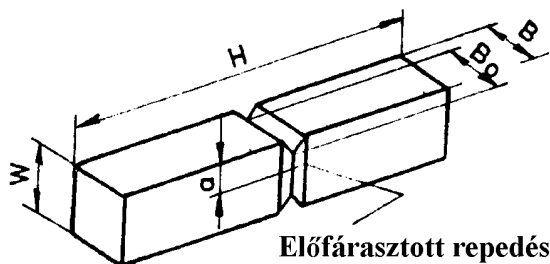
A próbatest törési viselkedésétől függően különböző törésmechanikai paraméterek határozhatók meg (ahogy a 2. fejezetben bemutatásra került) illetve különböző kiértékelési eljárásokat kell alkalmazni. Ferrit-perlites acélok esetében a dinamikus törési szívósság hőmérséklet függését és az alkalmazandó kiértékelési eljárásokat mutatja be sematikusán a 8. ábra [13].

a) Előrepesztett Charpy-V próbatest



W = 10 mm
B = 10 mm
H = 55 mm
L = 2 mm
a = 4.5 - 5.5 mm
 $\beta = 45^\circ$
r = 0.1 - 0.25 mm

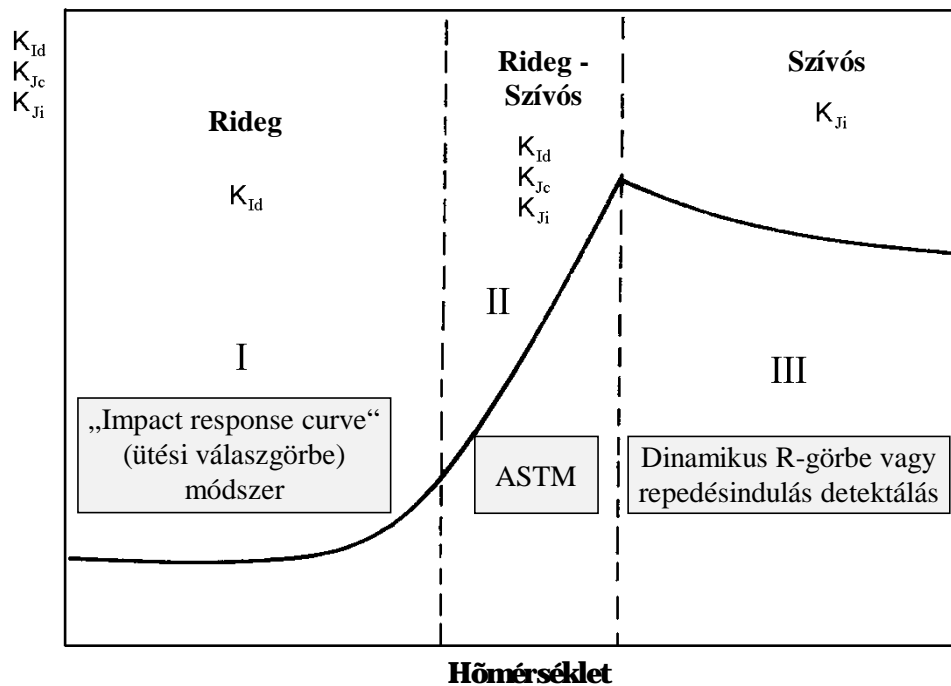
b) Előrepesztett, oldalbemetszett Charpy-V próbatest



W = 10 mm
B = 10 mm
 $B_0 = 8$ mm
H = 55 mm
L = 2 mm
a = 4.5 - 5.5 mm

7. ábra

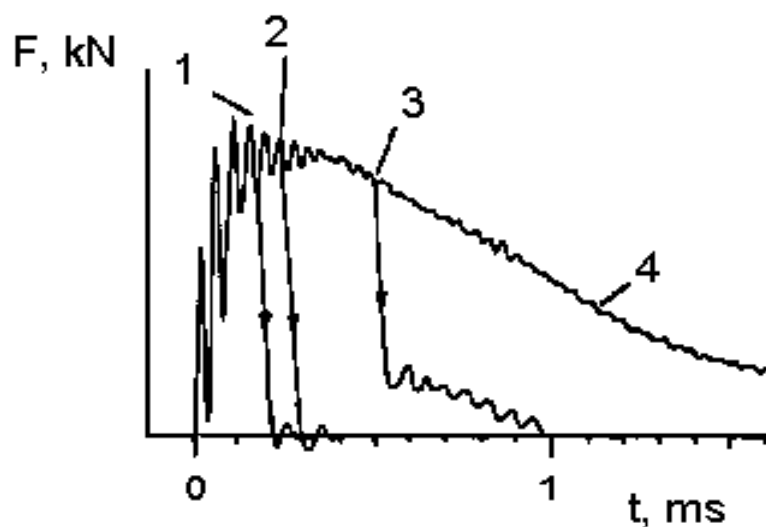
A dinamikus törésmechanikai vizsgálatokhoz használt próbatestek alakja és méretei



8. ábra

Sematikus rideg-szívós átmeneti görbe a dinamikus törési szívósságra

Az I tartományban a rideg, hasadásos törés dominál, míg a III tartományban szívós, gödröcskés törés a jellemző. A II tartományban általában vegyes típusú törés következik be. Ennek megfelelően a műszerezett ütővizsgálat (vagy ejtővizsgálat) közben regisztrált erő-idő diagramok alakja is különböző. Előrepszett próbatest műszerezett ütővizsgálattal felvett erő-idő diagramjainak jellemző típusait egyesítve mutatja a 9. ábra.



9. ábra

Műszerezett ütővizsgálat tipikus erő-idő diagramjai

A diagram elején látható erőszcilláció az ütés következtében a próbatestben fellépő mechanikai rezgések következménye. Ha ezek a lengések kellően lecsillapodnak az első értékelni kívánt erőértékig (ez általában a folyási vagy a maximális erő), akkor a terhelést kvázistatikusnak tekinthetjük. Ehhez [7] közlemény szerint legalább három lengési periódusnak el kell telni a terhelés kezdetétől (amit „3τ” kritériumnak neveznek). Ha ez a feltétel teljesül, a dinamikus törésmechanikai jellemzők számításánál használhatók a statikus terhelés esetén érvényes összefüggések.

A lineárisan rugalmas viselkedés esetén (9. ábra 1. görbe, 8. ábra I és II tartomány) az instabil repedésterjedéssel szembeni ellenállást - a statikus vizsgálathoz hasonlóan - a dinamikus törési szívósság (K_{Id}) jellemzi. Ha a „3τ” kritérium teljesül, ez a repedésinduláshoz tartozó F_1 erőből (ld. 9. ábra 1. pont) a következő összefüggéssel számítható $L/W=4$ esetén [1, 3]:

$$K_{Id} = \frac{F_1}{B \cdot W^{1/2}} \cdot Y\left(\frac{a_0}{W}\right) \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} , \quad (5)$$

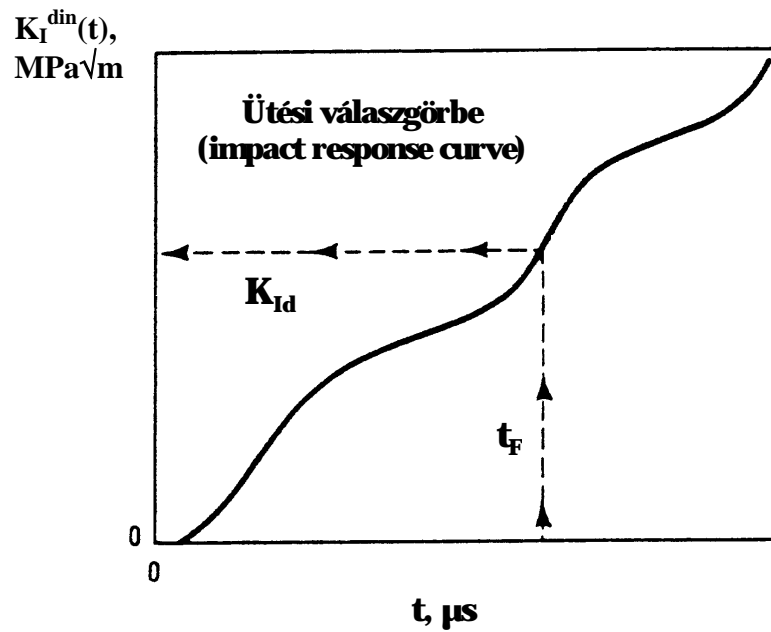
- ahol
- L - a próbatest alátámasztás támaszköze, mm;
 - F_1 - a maximális erő (az 1. esetben), N;
 - B - a próbatest vastagsága, mm;
 - W - a próbatest szélessége, mm;
 - a_0 - kezdeti repedéshossz (a bemetszés mélységének és a fárasztással létrehozott repedés hosszának összege), mm;
 - $Y(a_0/W)$ - próbatest típustól függő állandó.

Az $Y(a_0/W)$ az alábbi összefüggéssel számítható:

$$Y\left(\frac{a_0}{W}\right) = 6 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right)^{0.5} \cdot \left[1.93 - 3.07 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right) + 14.53 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right)^2 - 25.11 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right)^3 + 25.8 \cdot \left(\frac{a_0}{W}\right)^4 \right]$$

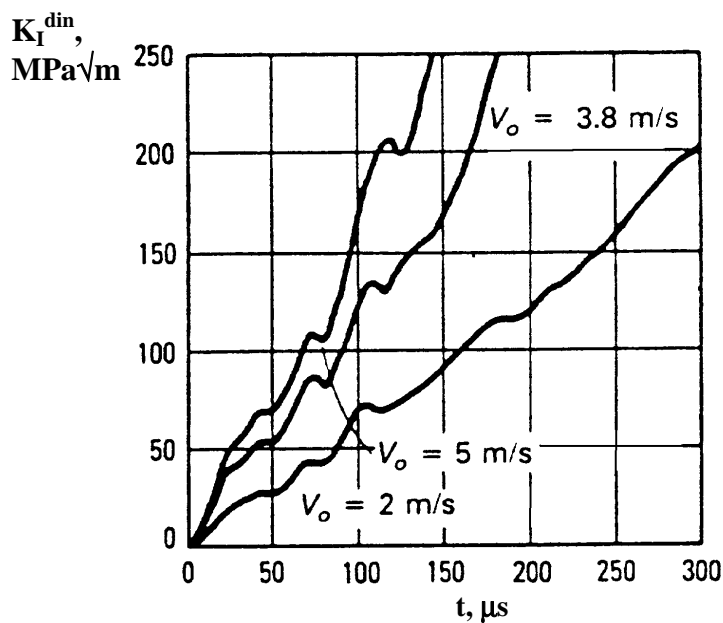
Ha a „3τ” kritérium nem teljesül, abban az esetben a Kalthoff által kidolgozott „impact response curve” (ütési válaszgörbe) módszert kell alkalmazni a K_{Id} meghatározásához [16]. Ehhez nem szükséges az erő mérése a vizsgálat közben, hanem csak az ütés kezdetétől a törésig eltelt időt kell valamilyen módon mérni (pl. a próbatesten elhelyezett mérőbéllyeggel, mágneses emissziós mérés technikával, stb.) A kiértékelési módszer lényegét a 10. ábra mutatja.

Az ütési válaszgörbe - ami egy adott berendezés, próbatest anyag és geometria esetén, tökéletesen rugalmas próbatest viselkedést feltételezve állandó - meghatározható egyszer elvégzendő előkísérlettel (felbélyegzett próbatest elütésével) vagy számítással. Előrepeztett acél próbatestek ütési válaszgörbéit mutatja a 11. ábra néhány ütési sebesség esetén.



10. ábra

A dinamikus törési szívósság meghatározása az „ütési válaszcörbe“ módszerrel



11. ábra

Előrepszett acél Charpy-V próbatetek ütési válaszcörbéje
különböző ütési sebességeknél ($a/W=0.5$)

A mért törési időből (t_F) a (6) összefüggés segítségével határozható meg a dinamikus törési szívósság:

$$K_{Id} = R \cdot v_0 \cdot t'' \quad (6)$$

ahol $t'' = f(t')$ a [16]-ben található táblázatból vehető

és

$$t' = g(t) = t_F \cdot \left\{ 1 - 0.62 \left(\frac{a_0}{W} - 0.5 \right) + 4.8 \left(\frac{a_0}{W} - 0.5 \right)^2 \right\},$$

ahol v_0 - ütési sebesség, m/s;

W - próbatest szélessége, mm;

a_0 - kezdeti repedéshossz, mm;

t_F - törési idő, s;

$R=301 \text{ GN/m}^{5/2}$ konstans $c_M=8,1 \cdot 10^{-9} \text{ m/N}$ gép-compliance esetén.

Ha a gép-compliance eltér ettől az értéktől, akkor egy korrekciós tényezőt kell alkalmazni az R számításához, ami: $1,276/(1+0,276 \cdot c_M/8,1 \cdot 10^{-9} \text{ m/N})$.

A következő lehetséges eset, amikor az instabil repedésterjedést jelentősebb képlékeny alakváltozás, s néha még stabil repedésterjedés is megelőzi (9. ábra 2. görbe, 8. ábra II tartomány). Ilyenkor a törésmechanikai jellemző az instabil repedésinduláshoz tartozó J -integrál (J_{Id}). A J -integrál értéke az erő-behajlás diagram alapján számítható (12. ábra) [2, 5]:

$$J_{Id} = J_{el} + J_{pl} \quad (7)$$

ahol J_{el} a J -integrál rugalmas, a J_{pl} pedig a képlékeny összetevője, amelyek a következőképpen határozhatók meg:

$$J_{el} = \frac{\left(K_{cd} \right)^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (8)$$

$$J_{pl} = \frac{2 \cdot A_{pl}}{B \cdot (W - a_0)}, \text{ kJ/m}^2 \quad (9)$$

ahol E - a rugalmassági modulus, MPa;

ν - a Poisson-tényező;

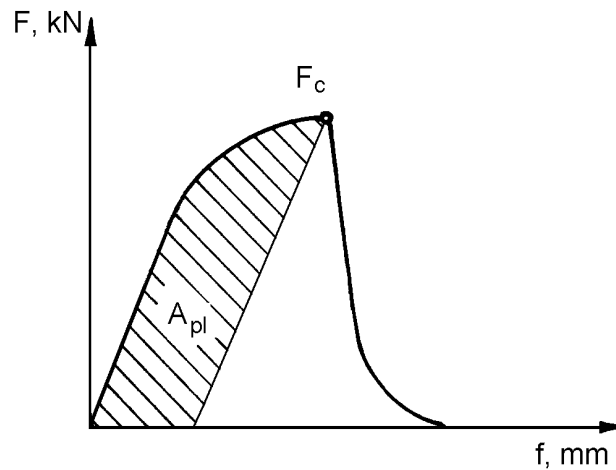
B - a próbatest vastagsága, mm;

W - a próbatest szélessége, mm;

a_0 - kezdeti repedéshossz, mm.

A (8) összefüggésben szereplő K_{cd} az (5) összefüggéssel számolt feszültségintenzitási tényező. Az összefüggésbe helyettesítendő erő az erő-behajlás diagramból az instabil repedésterjedés kezdetéhez tartozó érték (F_c - 12. ábra).

A (9) összefüggésben az A_{pl} az erő-behajlás görbe alatti terület a 12. ábrának megfelelően.



12. ábra
Erő-behajlás diagram sematikus vázlata

Mivel méréskor általában közvetlenül az erő-idő diagramot regisztrálják, ebből kell meghatározni az erő-behajlás diagramot. Először ki kell számítani a kalapács mindenkori sebességét:

$$v(t) = v_0 - \frac{1}{m} \int_{t=0}^t F(t) dt \quad (10)$$

ahol m - a kalapács tömege, kg;

v_0 - a kalapács sebessége az ütés pillanatában, m/s;

$F(t)$ - a mért erő időbeni változása, N.

valamint a próbatest behajlását ($f(t)$), ami megegyezik a kalapács elmozdulásával a vizsgálat értékelése szempontjából meghatározó időintervallumban:

$$f(t) = \int_{t=0}^t v(t) dt \quad (11)$$

Így az instabil repedésterjedéssel szembeni ellenállás anyagjellemzője, a J_{Id} meghatározható.

A harmadik lehetséges eset, amikor a repedésterjedés nagyjából (9. ábra 3. eset) vagy teljesen stabilan (9. ábra 4. eset) következik be (8. ábra III tartomány). Ilyenkor a

repedésterjedéssel szembeni ellenállás a J-integrál kritikus értékével jellemezhető, amelynek alapvetően két különböző értelmezése használatos.

Az egyik értelmezés a J-integrál kritikus értékét (J_{id}) a tényleges repedésindulás pillanatához köti [17], aminek pontos meghatározásához a hagyományos műszerezett ütőművekkel felvett erő-idő diagramon túl valamilyen kiegészítő mérés technika szükséges (pl. lézeres COD mérés [13], stretch zóna mérés [17, 18], mágneses emissziós mérés [19, 20], stb.). Ezek közül valamelyik segítségével jelölhető ki az erő-behajlás diagramon a repedésinduláshoz tartozó erő, amiből a (7)-(9) összefüggések szerint számítható a J_{Id} . Mivel a dinamikus vizsgálattal felvett erő-idő diagram alapján a Hooke-egyenes meghatározása nem mindig egyszerű (ami az A_{p1} terület számításához szükséges), ezért a repedésinduláshoz tartozó kritikus J-integrál számításához használható a következő egyszerűsített összefüggés [8]:

$$J_{id} = \frac{2 \cdot U_i}{B \cdot (W - a_0)}, \quad (12)$$

ahol U_i a repedésindulásig elnyelt energia:

$$U_i = \int_{f=0}^{f_i} F(f) df, \quad (13)$$

ahol f_i - a repedésinduláshoz tartozó behajlás érték, mm.

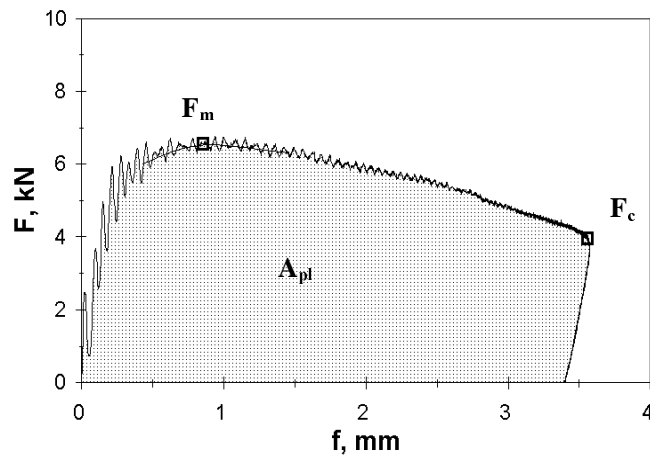
A másik értelmezés a J-integrál kritikus értékét ($J_{0,2}^d$) egy megegyezés szerinti repedésnövekedésnél (általában $\Delta a = 0.2$ mm) jelöli ki [2], amit a J- Δa görbe alapján (ld. 4. ábra) lehet meghatározni. Ennek első eleme a dinamikus J- Δa görbe felvétele, amelyet rendszerint több próbatesten elvégzett vizsgálatsorozat alapján határoznak meg. A próbatesteneken különböző mértékű stabil repedésterjedést idéznek elő a próbatestenek részleges eltörésével. Ezt low-blow vagy stop-block technikával [17] lehet megvalósítani. A low-blow technika azt jelenti, hogy különböző ütési energiák alkalmazásával érnek el különböző mértékű repedésnövekedést. A stop-block módszernél pedig azonos ütési energiákat alkalmaznak és a kalapácsot egy állítható ütköző-elem segítségével különböző behajlások után megállítják. Így a 13. ábrán bemutatotthoz hasonló erő-behajlás diagramokat kapnak. Ezek alapján az (7)-(9) összefüggések felhasználásával számíthatók a különböző repedésnövekmény értékekhez tartozó J-integrál értékek.

A $J_{0,2}^d$ meghatározásához szükséges még a tompulási vonal (ld. 4. ábra) egyenletének megadása. Erre a szakirodalomban és a különböző szabványokban is többféle módszer ajánlott. Ezek egy része a dinamikus folyáshatár (R_{eH}^d) és szakítószilárdság (R_m^d) alapján számolja a tompulási vonal egyenletét [24]:

$$J = \beta \cdot \frac{R_{eH}^d + R_m^d}{2} \cdot \Delta a, \quad (14)$$

ahol β - anyagtól függő állandó;

Δa - stabil repedésnövekmény, mm.



13. ábra

Nem teljesen eltört előrepesztett ütőpróbatest erő-behajlás diagramja
(low-blow vizsgálat)

A β értékét gyakran 2-re szokták választani, de kísérleti eredmények azt mutatták, hogy szívós anyagokra $\beta=3\div 6$ között változhat [17]. A β megválasztásának bizonytalansága miatt illetve ha a dinamikus szilárdsági értékek nem ismertek, indokolt lehet más módszer alkalmazása. Erre a [21] közlemény a következő összefüggést javasolja:

$$J = sI \cdot \Delta a \quad (15)$$

$$sI = 2 \cdot \frac{F_m \cdot L}{c \cdot B \cdot (W - a_0)^2}, \quad (16)$$

ahol Δa - stabil repedésnövekmény, mm;

F_m - a maximális erő, N;

$L = 40$ mm, a támaszköz;

$c = 1.46$ sík alakváltozási állapot esetén;

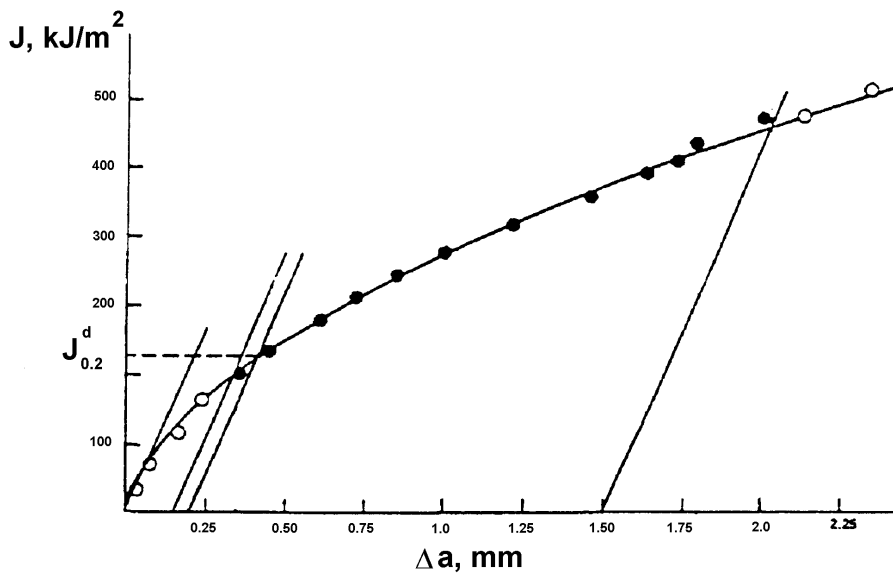
B - a próbatest vastagsága, mm;

W - a próbatest szélessége, mm;

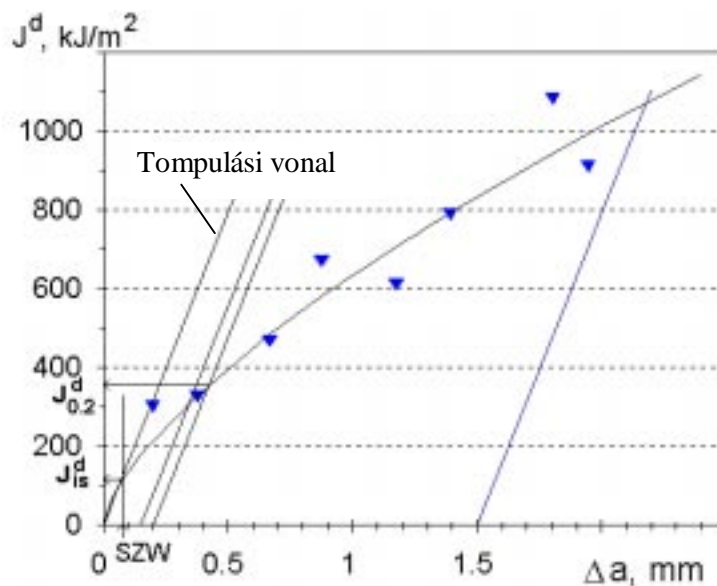
a_0 - kezdeti repedéshossz, mm;

A kiértékelés következő lépése, hogy a J - Δa pontok közül azokra, amelyek a tompulási vonallal $\Delta a=0.15$ mm-nél és $\Delta a=1.5$ mm-nél húzott párhuzamos egyenesekkel kijelölt tartományba esnek, egy $J = C_1 \cdot \Delta a^{C_2}$ alakú közelítő függvényt kell illeszteni (14. ábra) [2]. A kritikus J -integrál érték kijelölése ezek után úgy történik, hogy meg kell határozni a közelítő függvény és a tompulási vonallal a $\Delta a=0.2$ mm-nél húzott párhuzamos metszéspontját.

A kétféle értelmezés különbözőségéből adódik, hogy a J_{id} és $J_{0.2}^d$ értékek között jelentős eltérések is lehetnek a $J-\Delta a$ görbe meredekségétől függően [8], ami a mérési eredmények felhasználhatóságát jelentős mértékben korlátozhatja. A 15. ábra mutat példát mérési eredmények alapján a kritikus J-integrál érték különböző módszerekkel történő meghatározására. A J_{is}^d érték meghatározása a stretch zóna szélességének scanning elektronmikroszkópos mérése alapján történt úgy, hogy a kritikus J-integrál a tompulási vonalon a stretch zóna szélességnek megfelelő értéknél lett kijelölve [18]. A különböző módszerekkel kapott kritikus J-integrál értékeket az 1. táblázat tartalmazza.



14. ábra
 $J_{0.2}^d$ kijelölése a $J-\Delta a$ görbe alapján



16. ábra
 15H2MFA típusú reaktortartály acél dinamikus R-görbéje $T=200\text{ °C}$ -on

1. táblázat

15H2MFA reaktortartály acél kritikus dinamikusan J-integrál értékei különböző módszerekkel meghatározva

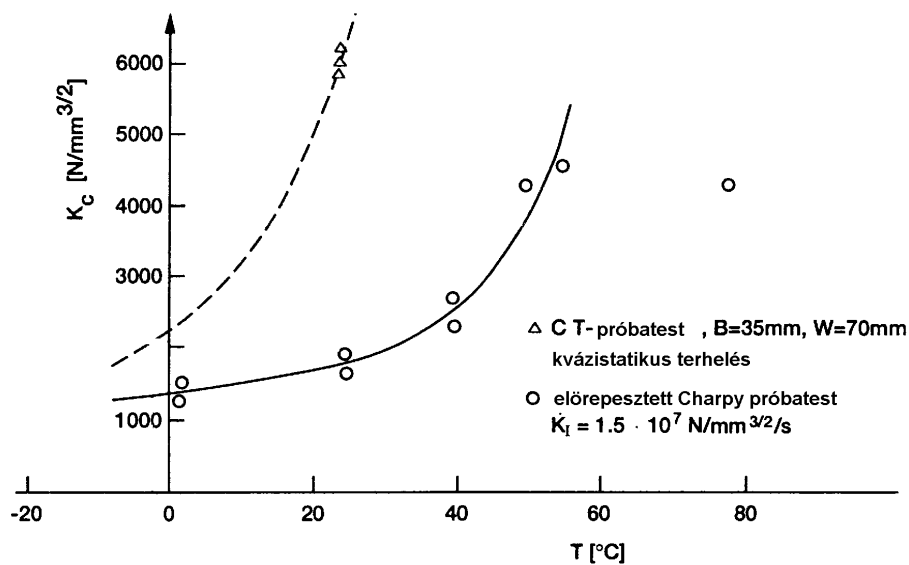
Értékelési módszer	Kritikus dinamikusan J-integrál, kJ/m ²
dinamikus R-görbe alapján (ASTM E 813-89)	$J_{0,2}^d = 350$
stretch zóna mérés alapján (DVM 002)	$J_{is}^d = 110 \pm 10$
a stabil repedésindulás regisztrálásával mágneses emissziós méréssel	$J_{im}^d = 103 \pm 16$

Az előzőekben bemutatott dinamikusan törésmechanikai jellemzők többségének értelmezése, meghatározásának módszerei, kiértékelési metodikája ma is kutatott terület. Nem alakultak ki egységes mérés technikák és kiértékelési módszerek, ami a szabványok hiányában is megmutatkozik. A törésmechanikai jellemzők közül csak a dinamikusan törési szívósság meghatározására vonatkozóan léteznek szabványajánlások [22-23]. A stabil repedésterjedéssel szembeni ellenállást jellemző dinamikusan mérőszámokkal kapcsolatos szabványok kidolgozása még csak most folyik.

6. Dinamikus törésmechanikai jellemzők néhány anyagminőségre

A következőkben különböző anyagok dinamikus törésmechanikai jellemzőire vonatkozó adatok kerülnek bemutatásra, hogy képet kaphassunk azok nagyságrendjéről illetve a befolyásoló tényezők (pl. hőmérséklet, terhelési sebesség) hatásáról. (Ahol nincs külön megadva a próbatest típusa, ott előrepszett ütépróbatestre vonatkoznak az adatok.)

Fe 360 típusú acél ($R_{eH}=240$ MPa) statikus és dinamikus törési szívósságának eltérését mutatja be a 17. ábra különböző hőmérsékleteken[24].



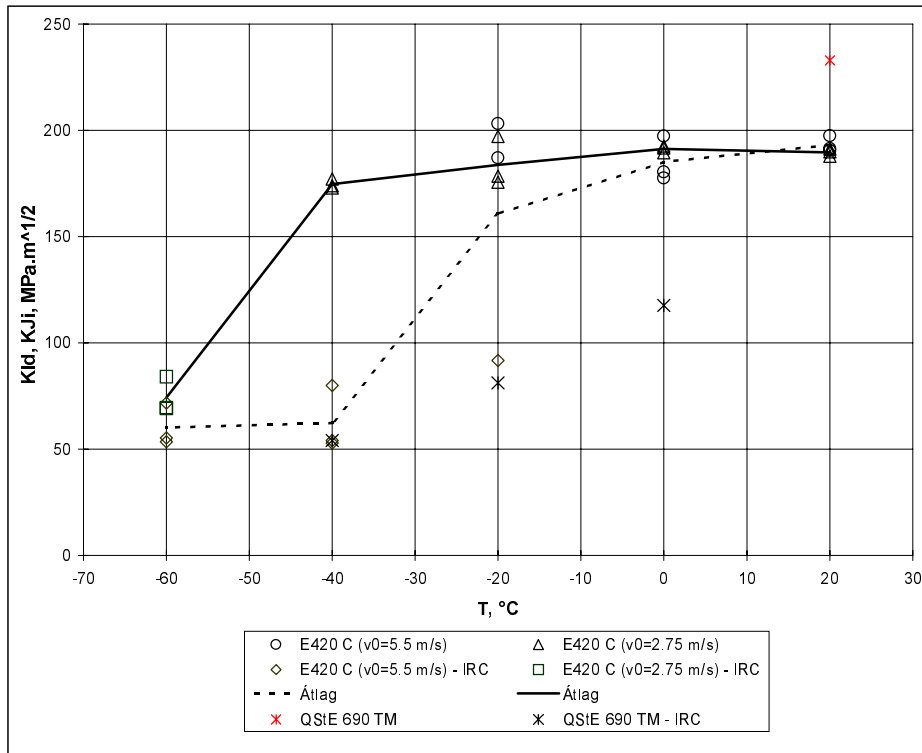
17. ábra

Fe 360 típusú acél statikus és dinamikus törési szívóssága a hőmérséklet függvényében

E420 C mikro-ötvezött, növelt szilárdságú acél ($R_{eH}=444$ MPa) és QStE 690 TM termomechanikusan kezelt, nagyszilárdságú acél ($R_{p0.2}=768$ MPa) dinamikus törési szívósságának hőmérséklettől való függését mutatja a 18. ábra különböző terhelési sebességek esetén [25].

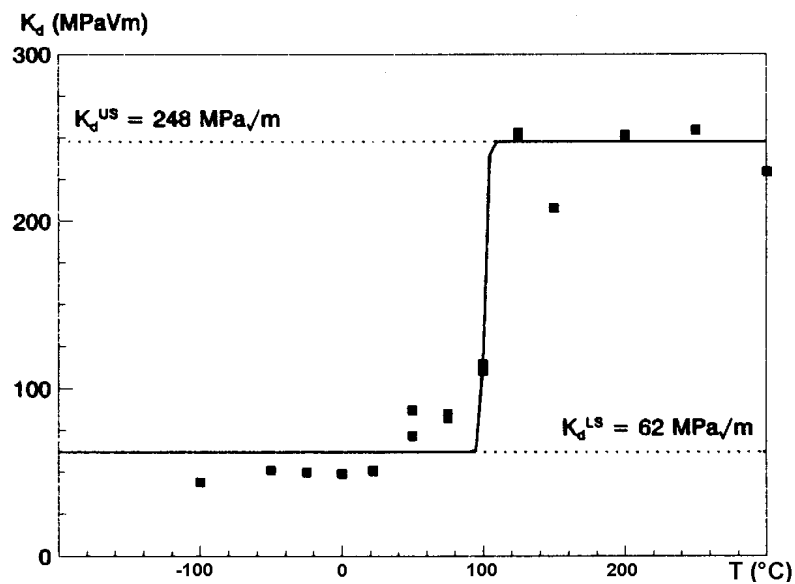
1Cr1Mo1/4V HP típusú acélra vonatkozó mérési eredményeket mutat be a 19. ábra [26].

Különbféle fémek anyagokon mért szívós repedésinduláshoz tartozó, dinamikus kritikus J-integrál értékeket foglal össze a 2. táblázat [13]. Az egy-próbatestes módszernél a repedésindulás detektálása lézeres COD-méréssel történt.



18. ábra

E420C és QStE 690 TM típusú acélok dinamikusan törési szívóssága a hőmérséklet függvényében (IRC – “impact response curve” módszerrel értékelve)



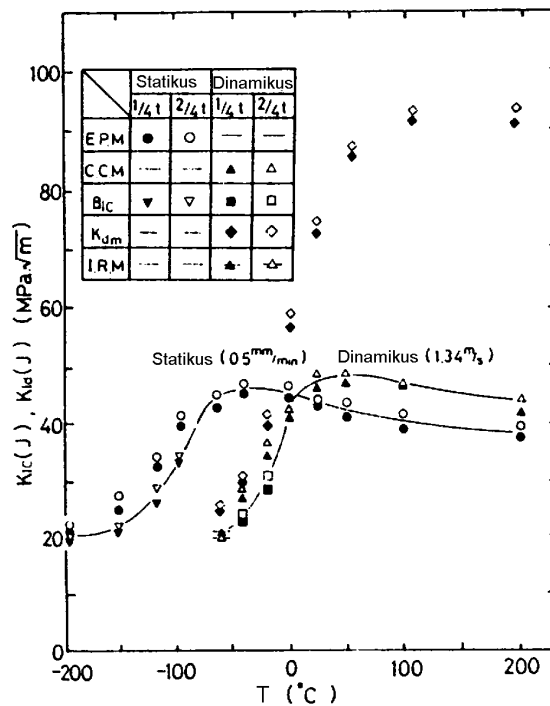
19. ábra

1Cr1Mo1/4V HP típusú acél dinamikusan törési szívóssága a hőmérséklet függvényében

2. táblázat
Különböző anyagok kritikus dinamikusan J-integrál értékei különböző módszerekkel meghatározva

Anyagminőség	Próbatest típus	Egy-próbatestes módszer	Több-próbatestes módszer
		J_{id} , kJ/m ²	J_{id} , kJ/m ²
A533B Class 1	Előrepszett Charpy, oldalbemetszés nélkül	150	170
A533B Class 1	Előrepszett Charpy, oldalbemetszéssel	185	150
A533B Class 1	Hárompontos hajlító próbatest, oldalbemetszéssel	344	310
AlMg4.5Mn	Mini Charpy	103	85
10CrMo910	Előrepszett Charpy, oldalbemetszéssel	122	175

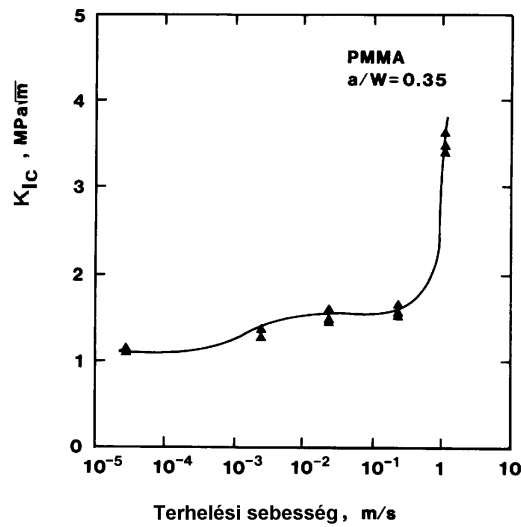
Gömbgrafitos öntöttvasra vonatkozó mérési eredmények láthatók a 20. ábrán [27].



20. ábra

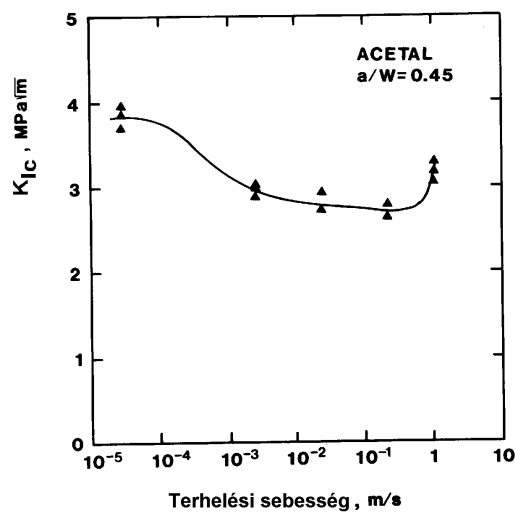
Gömbgrafitos öntöttvas statikus és dinamikusan törési szívóssága a hőmérséklet függvényében

PMMA és ACETAL műanyagok törési szívósságának változása látható a 21. és 22. ábrákon a terhelési sebesség függvényében [28].



21. ábra

PMMA törési szívóssága a terhelési sebesség függvényében



22. ábra

Acetal törési szívóssága a terhelési sebesség függvényében

Kétféle kerámia statikus és dinamikus törési szívósság értékeit mutatja a 3. táblázat [29].

3. táblázat

Kerámiák statikus és dinamikus törési szívóssága

Anyagminőség	K _{ic} , MN/m ^{3/2}	K _{id} , MN/m ^{3/2}
ZrO ₂ -3mol% Y ₂ O ₃	4.2	6.3
Si ₃ N ₄	2.8	1.5

7. Irodalomjegyzék

- [1] ASTM E-399, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials
ASTM, Philadelphia, 1986.
- [2] ASTM E 813-89, Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness
ASTM, Philadelphia, 1990.
- [3] MSZ 6855/3-1988, Fémek törésmechanikai vizsgálata: A törési szívósság meghatározása
Magyar Szabványügyi Hivatal, 1988.
- [4] MSZ 6855/4-1988, Fémek törésmechanikai vizsgálata: A kritikus repedéskinyílás meghatározása
Magyar Szabványügyi Hivatal, 1988.
- [5] MSZ 6855/5-1988, Fémek törésmechanikai vizsgálata: A J_{IC} szívóssági mérőszám meghatározása
Magyar Szabványügyi Hivatal, 1988.
- [6] MSZ 6855/6-1988, Fémek törésmechanikai vizsgálata: Az R-görbe meghatározása
Magyar Szabványügyi Hivatal, 1988.
- [7] Ireland: Procedures and Problems Associated with Reliable Control of the Instrumented Impact Test
ASTM STP 563, 1974., pp. 3-29.
- [8] H. Blumenauer, G. Pusch: Műszaki törésmechanika
Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1987.
- [9] Proposed standard method for Charpy-V impact testing of metallic materials, ESIS TC 5 Sub-committee, Draft, 1995.
- [10] S. A. Meguid: Engineering Fracture Mechanics
Elsevier Applied Science, London and New York, 1989.
- [11] Tóth L.: Törésmechanika
Szakmérnöki oktatási segédlet, 1993.
- [12] B. K. Neale: The development of an instrumented Charpy impact machine
Evaluating Material Properties by Dynamic Testing, ESIS 20 (Edited by E. van Walle), Mechanical Engineering Publication, 1996., pp.197-206.

- [13] R. Rintamaa: Single specimen fracture toughness determination procedure using instrumented impact test
Evaluating Material Properties by Dynamic Testing, ESIS 20 (Edited by E. van Walle), Mechanical Engineering Publication, 1996., pp. 97-123.
- [14] J. M. Barsom: Effect of temperature and rate of loading on the fracture behaviour of steels
International Conference on Dynamic Fracture Toughness, The Welding Institute, London, 5-7th July, pp. 113-125.
- [15] G. R. Irwin: Crack toughness testing of strain-rate sensitive materials
Transaction ASME Journal of Engineering for Power, October 1964, pp. 444-500.
- [16] J. F. Kalthoff: Concept of Impact Response Curves
ASM Handbook, Volume 8, ASM, 1995., pp. 269-271.
- [17] H. Blumenauer: Bruchmechanische Werkstoffcharakterisierung
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1989.
- [18] DVM 002 Merkblätter: Ermittlung von Reißinitierungswerten und Reißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals
Deutscher Verband für Materialprüfung
- [19] S. R. Winkler: Magnetic Emission Detection of Crack Initiation
ASTM STP 1074, Philadelphia, 1990., pp. 178-192.
- [20] Gy. B. Lenkey., S. Winkler.: On the Applicability of the Magnetic Emission Technique for the Determination of Ductile Crack Initiation in Impact Tests,
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 20., No. 2., 1997., pp. 143-150.,
- [21] H. J. Schindler: Approximative Bestimmung Dynamischer J_C -werte und J-R Kurven mit Schlagbiegeversuchen
EMPA, Dübendorf
- [22] ASTM E 24.03.03: Proposed Standard Method for Instrumented Impact Testing of Precracked Charpy Specimens of Metallic Materials
ASTM, Philadelphia, 1980.
- [23] BS 6729-1987: Determination of the Dynamic Fracture Toughness of Metallic Materials
British Standard Institution, 1987.
- [24] H. J. Schindler: The Use of Instrumented Impact Testing on Precracked Charpy Specimens in Engineering Integrity Assessment
Evaluating Material Properties by Dynamic Testing, ESIS 20 (Edited by E. van Walle), 1996, Mechanical Engineering Publication, London, pp. 45-48.

- [25] Gy. B. Lenkey: On the Determination of Dynamic Fracture Toughness Properties by Instrumented Impact Testing
Pendulum Impact Testing: A Century of Progress, ASTM STP 1380, T. Siewert and M. P. Manahan, Sr., Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1999. (kiadvány megjelenés alatt)
- [26] E. Lucon: Assessing Service Exposed Component Impact Properties by means of Miniaturized Specimens
Evaluating Material Properties by Dynamic Testing, ESIS 20 (Edited by E. van Walle), 1996, Mechanical Engineering Publication, London, pp. 149-164.
- [27] T. Kobayashi, H. Yamamoto, K. Matsou: Evaluation of Dynamic Fracture Toughness on Heavy Wall Thickness Ductile Cast Iron for Container
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 30., No. 3. 1998., pp. 397-407.
- [28] R. D. Goolsby, C. Lin: Effect of Loading Rate on the Impact Fracture Toughness of Acetal and Polymethyl Methacrylate
Instrumented Impact Testing of Plastics and Composite Materials, ASTM STP 936, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1987, pp. 351-367.
- [29] T. Kobayashi, K. Matsunuma, H. Ikawa, K. Motoyoshi: Evaluation of Static and Dynamic Fracture Toughness in Ceramics
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 31., No. 5. 1998., pp. 873-885.