

A TÖRÉSMECHANIKA FEJLŐDÉSE ÉS JELENLEGI FŐBB IRÁNYAI

CZOBOLY ERNŐ*

A MŰSZAKI TUDOMÁNYOK KANDIDÁTUSA

[Beérkezett 1969. november 25-én]

A közlemény áttekintő képet ad a törésmechanika alapfogalmairól, fontosabb eredményeiről és fejlődési irányáról. Röviden foglalkozik a ridegtörés fogalmával és bemutatja azokat a gondolatokat, amelyek közrejátszottak a törésmechanika kifejlesztésénél. Az alapvető összefüggések és alapfogalmak ismertetése után tárgyalja a legfontosabb vizsgálati módszereket, amelyek alkalmasak a törési jellemzők meghatározására. Ezzel kapcsolatban kitér a próbatestek méreteinek fontosságára és segítséget nyújt ezek helyes megválasztásához. Végül röviden összefoglalja azokat a tématerületeket, amelyek a jelenlegi kutatómunka fontosabb középpontjait alkotják.

I. Bevezetés

Az utóbbi évtizedekben egyre gyakrabban figyeltek meg olyan káreseteket, amelyeknél a képlékenynek hitt anyagból készült szerkezetek alakváltozás nélkül törtek el. Ezeket a töréseket a plasztikus deformációval együtt járó szívós töréstől és az ismétlődő igénybevétel hatására bekövetkező fáradt töréstől való megkülönböztetés céljából ridegtörésnek nevezik.

A ridegtörés jelenségét tehát elsősorban a makroszkópos, képlékeny deformáció hiánya jellemzi. Jellegzetes ezenkívül a töretfelület iránya, amely merőleges a maximális húzófeszültség irányára. Magát a töretfelületet tekintve az elhatárolás nem ilyen egyértelmű. Fémfizikai ismereteink szerint ugyanis a *ridegtörés* (brittle fracture) a *hasadással* (cleavage) jár együtt, amely esetben a töretfelület kristályos. Fraktográfiai és röntgen vizsgálatok [1] viszont azt bizonyítják, hogy polikristályos, technikai anyagoknál igen ritka a tiszta hasadás, sokkal inkább fordul elő a hasadás és a nyírt törés valamilyen keveréke. Adott körülmények között a törés teljesen nyírt jellegű is lehet, vagyis mikroszkópikus szemszögből tekintve képlékeny természetű. A képlékeny alakváltozás azonban csak igen vékony rétegre, esetleg csak néhány rácstávolságnyi anyagra terjed ki, ami a törés makroszkópos jellegét nem befolyásolja lényegesen. Ezért a törésmechanikában nem tesznek éles különbséget a törés mechanizmusát illetően, hanem elsősorban a makroszkópos összefüggéseket vizsgálják. Ez a megoldás kényszermegoldás, amely a valóságos

* Dr. CZOBOLY ERNŐ, Budapest II. Batai utca 5

esetek bonyolultságából és jelenlegi tudásunk szintjéből adódik. A fizikai jelenségek keveredése azonban kétségtelenül hozzájárul azokhoz a nehézségekhez, amelyekkel a törésmechanika tudományának ma meg kell küzdenie.

További problémát okoz, hogy maga a törés összetett fizikai folyamat. GRIFFITH [2] ismerte fel először, hogy a töréshez előbb egy repedés *létrejött*e, majd annak a keresztmetszetben való *terjedése* szükséges. A későbbiekben nyilvánvalóvá vált, hogy a repedés terjedése lehet lassú *stabilis* vagy *instabilis*, azaz robbanásszerű. E jelenségek bekövetkezése mind más-más, de ma még alig tisztázott feltételekhez kötődik, ami a törésmechanikai elképzeléseknél sok zavar okozója.

Nehezíti a kísérletek kiértékelését és így a valóságot híven tükröző kép kialakítását a hőmérséklet és deformációsebesség hatása is. Ismeretes, hogy mindkét tényező jelentős mértékben befolyásolja az anyagok viselkedését mind a képlékeny deformáció, mind a törési folyamatok szempontjából. Hatásukat számtalan kísérlettel, világszerte igyekeznek pontosan meghatározni. Nyitott kérdés azonban még — bár erre vonatkozó vizsgálatok is szép számmal akadnak — hogy milyen helyi deformáció-sebességek és hőmérsékletek mérvadók a repedés terjedése közben a repedés csúcánál, továbbá hogyan hatnak ezek egymásra és így az egész törési folyamatra. Mind a helyi sebességviszonyok és hőmérsékletek, mind a repedés csúcsa körül kialakuló feszültségtér elsősorban a repedés méreteitől, továbbá ennek a próbatest összméreteihez vett arányától és természetesen a teljes próbatestre ható átlagterheléstől függ. Az utóbbi rendszerint az egyik vizsgálati paraméter, amelyet előre meghatározott módon változtatnak a vizsgálat során. A repedés és az azt körülölelő képlékeny zóna méreteit a vizsgálati körülmények (hőmérséklet, anyagminőség stb.) szabják meg. A vizsgálatok célja éppen e méretek regisztrálása és meghatározása a terhelés függvényében. A repedés és a próbatest összméreteinek aránya azonban egyik leggyakrabban vitatott pontja a törésmechanikai vizsgálatoknak és számtalan kísérleti nehézség okozója. A jelenleg uralkodó álláspont szerint csak nagyméretű próbatestekkel lehet reális eredményeket kapni, az ilyen vizsgálatok elvégzése azonban igen költséges. Általános tehát az a törekvés, hogy a törésmechanikai jellemzők és a kisméretű próbatestek viselkedése között valami kapcsolatot találjanak.

A továbbiakban igyekszünk rövid áttekintést adni a törésmechanika tudományának fejlődéséről, fontosabb fogalmairól és jelenlegi kutatási irányairól. Ismertetjük a leggyakrabban használt próbatípusokat és az azokkal kapcsolatos követelményeket. Az idézett irodalom azonban csak az elsődleges tájékozódás megkönnyítésére szolgál, mert egy teljes irodalmi összeállítás, azaz az e tárgyban írt több száz dolgozat összegyűjtése és rendszerezése jóval meghaladná egy cikk kereteit. Megemlítendő továbbá, hogy a szerző elsősorban az angolszász szakirodalomra támaszkodott és nem kíván nemzetközi áttekintést adni.

II. A törésmechanika alapjai

Mint már említettük, a törésmechanika elsősorban GRIFFITH eredményein alapszik, aki a törés folyamatában szétválasztotta a repedés keletkezését a repedés terjedésétől. Kísérletileg is igazolta, hogy rideg anyagoknál (pl. üvegnél) a döntő tényező a repedés terjedése, minthogy a repedések már eleve benne vannak az anyagban, tehát nem kell azokat külső erőhatással létrehozni. A repedés terjedésének kritériumát az energiamérleg alakulásában adja meg. A külső erők munkájának ($2W_e$) szolgáltatni kell az új felületek (töretfelület) felületi energiáját (W_s), valamint a rugalmas energiának azt a növekedését (W_e), ami a repedés körül kialakult helyi feszültségtorlódás eredménye. A kritikus, instabil állapotban a repedés hosszának ($2a$) növekedésével az összerenergia nem változik, azaz

$$\frac{d}{da} (2W_e - W_e - W_s) = 0. \quad (1)$$

Végtelen széles, vékony lemezben, elliptikus repedést feltételezve

$$W_e = \frac{\pi a^2 \sigma^2 \cdot v}{E} \quad (2)$$

és

$$W_s = 4\gamma \cdot a \cdot v, \quad (3)$$

ahonnan

$$\sigma_{\text{krit}} = \sqrt{\frac{2\gamma E}{\pi a}}. \quad (4)$$

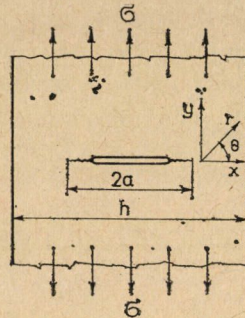
A képletben

- γ a felületi energiát,
- v a próbatest vastagságát,
- σ a darabra ható átlagfeszültséget,
- E a rugalmassági modulust, és
- $2a$ a repedés hosszát (1. ábra)

jelenti. Látható, hogy a kritikus feszültség értéke anyagjellemzőktől (E , γ) és a próbatest egy meghatározott méretétől (a) függ.

Más geometriájú esetekre (vastag lemez, körszimmetrikus rúd stb.) végzett számítások [7, 8] alakilag teljesen hasonló eredményeket adtak, csak az állandók értékei változtak kissé.

Bármennyire kézenfekvőnek és elfogadhatónak látszik azonban GRIFFITH elmélete, a fémeken végzett mérések ezt nem igazolták [3]. Az ellentmondás okára IRWIN [4] és OROWAN [5, 6] mutatott rá, kimutatva, hogy a fémek felületi energiája 10^3 erg/cm² nagyságrendű, szemben az esetleges képlékeny deformációval, amely 2×10^6 erg/cm² munkát igényel. Ha Griffith képleteibe egy fiktív, de a képlékeny munkát is magába foglaló „felületi energia” értéket helyettesítünk, úgy a kísérletekkel egyező eredményt kapunk.



1. ábra. Egyenletes húzófeszültséggel terhelt, közepén bemetszett lemez

A későbbiekben OROWAN [9] bebizonyította, hogy a módosított GRIFFITH-elmélet nemcsak konstans hosszan befogott lemezekre, de állandó erővel vagy változó erővel és változó hosszal befogott próbatestekre is érvényes, kiterjesztve ezáltal az alkalmazhatóság határait.

A törésmechanika tudományának fejlődésében azonban IRWIN munkássága jelentette a legjelentősebb állomást [10–13]. Megtartva azt a fel fogást, hogy a törés szempontjából legfontosabb tényező az eleve meglevő repedés terjedése, a megoldást a repedés környezetében ébredő feszültségek elemzésével keresi. Kiindulási alapként leszögezi, hogy a rendszer szempontjából mindazok a terhelések, illetve geometriai méretek egyenértékűek, amelyeknek következtében a repedés éle környezetében a feszültségmező azonos. Az elemzés további feltétele, hogy bár az elemzett feszültségmező kiterjedése a darab méreteihez képest kicsiny, de mégis jóval meghaladja az esetleges képlékeny zóna határait. Így a repedés élének közvetlen környezetében levő, képlékeny alakváltozást szenvedett zónát egy rugalmas feszültségekkel terhelt térfogat veszi körül, amely a külső terhelést közvetíti a képlékeny zónához és így végső fokon megszabja annak viselkedését is.

A feltételezések alapján a repedés élének környezetét a rugalmasságtan szerint lehet elemezni. Ehhez a munkához IRWIN [14] felhasználta WESTERGAARD [15] eredményeit, a repedés körüli mezőprobléma síkbeli megoldását derékszögű koordináta-rendszerben. A zárt formában felírható eredmény igen

jó közelítéssel elégíti ki a peremfeltételeket. Az 1. ábra jelöléseivel felírható síkbeli alakváltozási állapot esetére, hogy

$$\sigma_x = K \frac{\cos \Theta/2}{\sqrt{2\pi r}} (1 - \sin \Theta/2 \sin 3\Theta/2) - \sigma_{ox}, \quad (5)$$

$$\sigma_y = K \frac{\cos \Theta/2}{\sqrt{2\pi r}} (1 + \sin \Theta/2 \cdot \sin 3\Theta/2), \quad (6)$$

$$\sigma_z = 2\nu K \frac{\cos \Theta/2}{\sqrt{2\pi r}} - \nu \sigma_{ox}; \quad (7)$$

$$\tau_{xy} = K \frac{\cos \Theta/2}{\sqrt{2\pi r}} \sin \Theta/2 \cdot \cos 3\Theta/2. \quad (8)$$

Síkbeli feszültségállapot esetén $\sigma_z = 0$. Az (5)–(8) egyenletekből látható, hogy K és σ_{ox} ismeretében a feszültségkomponensek az összes r és Θ értékre számíthatók, azaz két skalárparaméter meghatározza a teljes feszültségmezőt a másodrendű, harmadfokú szimmetrikus tenzor hat skalár komponense helyett.

A repedés síkjában, azaz $\Theta = 0$ esetén

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} - \sigma_{ox}, \quad (5a)$$

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}}, \quad (6a)$$

$$\sigma_z = \frac{2\nu K}{\sqrt{2\pi r}} - \nu \sigma_{ox}; \quad (7a)$$

$$\tau_{xy} = 0. \quad (8a)$$

A gyakorlat számára fontos esetekben $a/r \gg 1$, ilyenkor σ_{ox} hatása elhanyagolható, tehát a feszültségkomponensek értékei végül csak K -feszültségmező-paramétertől (vagy feszültség-intenzitás-paramétertől) függenek.

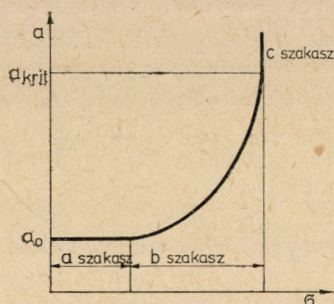
Az 1. ábrán vázolt esetben

$$K = \sigma \left(h \tan \frac{\pi a}{h} \right)^{1/2}, \quad (9)$$

illetve végtelen széles lemezre

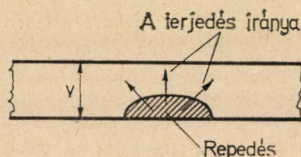
$$K = \sigma \sqrt{\pi a}. \quad (9a)$$

Hasonló összefüggések írhatók fel más geometriájú esetekre is. A K értékét mindenkor a darabra ható átlagfeszültség, a repedés hossza és a próbatest egy vagy több jellegzetes mérete határozza meg. Az (5)–(8) egyenletek szerint teljesen közömbös, hogy milyen geometriájú próbatestet vizsgálunk, mekkora az átlagfeszültség és milyen hosszú a repedés, csak a három tényező



2. ábra. A repedés hosszának növekedése húzott lemezben a feszültség függvényében

együttes hatása, vagyis a K értéke szabja meg a rendszer viselkedését. Ez teszi lehetővé, hogy különböző geometriájú és méretű darabokat egymással összehasonlíthassunk.

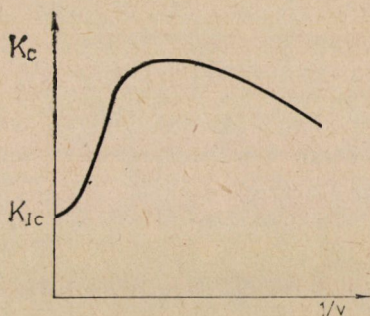


3. ábra. Felületi repedés terjedése egy lemez keresztmetszetében

Egy próbatest viselkedését tekintve, miközben a külső terhelést növeljük, a következő szakaszok választhatók el egymástól [16,17] (2. ábra): Kezdetben a feszültség növekedése miatt növekszik ugyan a K érték, de a repedés hossza változatlan marad (a szakasz). Egy, az anyagra jellemző $K = K_{IC}$ érték elérésekor megindul a repedés terjedése a síkbeli alakváltozási állapotnak megfelelően. Ezzel egyidőben azonban képlékeny alakváltozás is fellép, amely akadályozza a repedés terjedését és igyekszik a feszültségállapotot a síkbeli feszültségállapot irányába eltolni. Emiatt a rendszer tovább is stabilisan viselkedik, a repedés csak fokozatosan, a terhelés növekedésének függvényében nő és állandó vagy csökkenő terhelés esetén változatlan marad (b szakasz). A monoton növekvő terhelés a b szakaszban természetesen fokozottabb ütemben növeli a K értéket, mert itt a feszültségen kívül a repedés hossza is változik. Így a K végül is eléri K_c -t, amelynél a gyors, katasztrofális

törés bekövetkezik (*c* szakasz). Teljesen ridegtörés esetében, pl. igen vastag szelvények törésénél a *b* szakasz hiányzik.

Amint az eddigiekből is kitűnik, a törésmechanikában szigorúan meg kell különböztetnünk az index nélküli K fogalmát a K_c , ill. K_{IC} fogalmától. Az előbbi a repedés éle környezetében pillanatnyilag fellépő feszültségállapotot jellemzi, mint ahogy a darabban ébredő „feszültség” is mindig valamilyen külső vagy belső terheléshez tartozik. A K_c , ill. K_{IC} ezzel szemben anyagjellemzők, mint ahogy azok a „szilárdság” fogalomkörébe tartozó folyáshatár vagy szakítószilárdság. Mint a többi anyagjellemzők, ezek is erősen függenek a hőmérséklettől és az igénybevétel sebességétől. Dimenziója mindháromnak $\text{kp/mm}^2 \sqrt{\text{mm}}$.



4. ábra. A kritikus feszültségparaméter változása a feszültségállapot következtében, amelyet a lemezvastagság reciproka értéke jellemez

A továbbiakban különbséget kell tennünk K_c és K_{IC} között. A K_{IC} pontosan meghatározott feszültségállapothoz, a síkbeli alakváltozási állapothoz tartozik. Törés szempontjából ez a legkedvezőbb, az anyag ellenállása a repedés terjedéssel szemben a legkisebb. Ilyen feszültségállapot lép fel pl. egy felületi repedés környezetében, mikor a repedés a vastagság irányába terjed [18] (3. ábra), a repedés megindulásának pillanatában vagy egy vastag szelvény teljes törésekor. A K_c ezzel szemben a síkbeli feszültségállapothoz és a közbelső állapotokhoz tartozik. Ilyen állapot van vékonyabb lemezek törésekor, kivéve az indulás pillanatát. Az anyag ellenállása ilyenkor nagyobb, vagyis a K_c mindig nagyobb érték, mint a K_{IC} . Minthogy a feszültségállapotot a legegyszerűbben a falvastagsággal lehet változtatni, a K_c változását is így szokták megadni [19]. Annak érdekében, hogy az ábrán fel lehessen tüntetni a K_{IC} -t is, amely szigorúan véve $v = \infty$ esetére érvényes, az abszcisszán $1/v$ szerepel (4. ábra). Vékonyabb lemezknél a K_c érték újra kissé csökken. E kísérletileg talált ténnyel az irodalom nem foglalkozik, ennek okát nem elemzi.

Mivel a K paraméter révén ismeretes a teljes feszültségmező, számítható a rugalmas energiának az a változása is, amely a repedés terjedésének

következménye [20]. Minthogy az energiát egységnyi repedéshosszra és egységnyi úthosszra vonatkoztatják, a mérőszám *dimenziója* mkp/mm², jele *G* és *elnevezése* fajlagos energia-felszabadulás. A felszabadult energia a fémeknél főleg a repedés terjesztéséhez szükséges képlékeny alakváltozási munkát szolgáltatja. Kimutatható, hogy síkbeli feszültségállapotra

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (10)$$

a síkbeli alakváltozási állapotra pedig

$$G = \frac{K^2}{E(1 - \nu^2)} \quad (10a)$$

E és *ν* a szokásos rugalmasságtani anyagjellemzőket jelenti.

A feszültségmező-paraméter kritikus értékeihez, *K_c*, ill. *K_{IC}*-hez természetesen a *G*-nek is meghatározott értékei, *G_c*, ill. *G_{IC}* tartoznak. Ezeket *törési szívósság* vagy *fajlagos repedésterjesztő erő* néven szokták nevezni, mert a *G* dimenziója kp/mm alakban is felírható.

A (10) egyenletbe a (9a) összefüggést helyettesítve

$$G_c = \frac{\sigma_{\text{krit.}}^2 \cdot \pi a}{E}.$$

Ebből kifejezve $\sigma_{\text{krit.}}$ -t és az eredményt összehasonlítva GRIFFITH képletével (4) látható, hogy a két képlet egyezik, ha $G_c = 2\gamma$. A GRIFFITH által tárgyalt különleges esetben a felszabaduló rugalmas energia valóban csak a felületi feszültség létesítésére fordítódott és az egész levezetés is a (9a) képletnek megfelelő, végtelen széles, középen bemetszett lemezre vonatkozott. IRWIN és munkatársai munkássága alapján azonban az elmélet érvényességi határai lényegesen kiterjedtek [21].

III. A képlékeny alakváltozás következményei

Bár az előzőekben többször szóba került, hogy a törési folyamat során képlékeny alakváltozás következik be, a feszültségmező-paraméter és a vele kapcsolatos fogalmak a rugalmasságtan szerint lettek meghatározva. Ezért szükségesnek látszott a gyakorlati esetek jelentős hányadában bizonyos korrekciók alkalmazása. Ehhez fel kellett tételezni, hogy a repedés éle közvetlen környezetében az anyag megfolyik [19] és így ebben a zónában egyenletes feszültségeloszlás lép fel. Ha az alakváltozás okozta felkeményedéstől eltekintünk, akkor a feszültség értéke az eredeti folyáshatárral egyenlő. Ponto-

sabb rugalmas-képlékeny feszültség-analízis még nem áll rendelkezésünkre a képlékeny zóna pontos számítására, de kiterjedését jó közelítéssel becsülhetjük annak a feltételezésnek a segítségével, hogy az anyag akkor fog megfolyni, ha a $\sigma_y \geq \sigma_F$. A (6a) képletből az r_{pl} értéke (a plasztikusan deformálódott zóna sugara)

$$r_{pl} = \frac{K^2}{2\pi\sigma_F^2}. \quad (12)$$

Minthogy a képlékeny zónán belül a feszültségek kisebbek lesznek, mint az (5)–(8) képletekkel meghatározottak lennének, ezért a képlékeny zóna teherhordása kisebb, mint amit a feszültséganalízis feltételez. Ez az egyik legfontosabb ok, hogy a képlékeny zóna jelenléte szükségessé teszi a számítás korrekcióját. Pontosabb ismeretek hiányában úgy járnak el, hogy a képlékeny zóna méretét hozzáadják a repedés hosszához, mintha ez a rész semmi terhet nem hordana. Így mindenesetre a nagyobb biztonság irányába térünk el.

A számításokat ez annyiban bonyolítja, hogy a K meghatározására szolgáló képleteknél [lásd pl. a (9) egyenletet] — az a helyébe $a + r_{pl}$ -et helyettesítve olyan kifejezések adódnak, amelyekből a K nem fejezhető ki explicit formában. Így a számítást iterációval vagy megfelelő nomogramok segítségével kell elvégezni [22].

Még jelentősebb azonban a képlékeny alakváltozás hatása, ha a síkbeli alakváltozási állapot síkbeli feszültségállapotba tud átmenni. A 4. ábrával kapcsolatosan bemutattuk, hogy ekkor az anyag ellenállása a repedés terjedéssel szemben rohamosan nő ($K_{IC} \rightarrow K_C$). IRWIN mérésekkel igazolta [11], hogy síkbeli feszültségállapot lép fel, és a töretfelület iránya 45° -os a húzóerőre, ha a képlékeny zóna mérete kb. egyenlő a lemezvastagsággal [23]. A K_{IC} tehát csak olyan próbatesttel mérhető, amelynél

$$v > r_{pl} = \frac{K^2}{2\pi\sigma_F^2}. \quad (13)$$

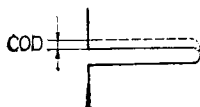
Ezt a követelményt egy dimenzió nélküli viszonyszám (β) bevezetésével szokták megadni. A (13) képlet átrendezéséből a síkbeli alakváltozás feltétele:

$$\beta = \frac{K^2}{v\sigma_F^2} < 2\pi. \quad (14)$$

Közbevetően megemlítjük, hogy az irodalomban olyan sokszor tárgyalt probléma, az ún. mérethatás [11, 24, 25] általában tágabb értelmű és nem szorítkozik kizárólag a töretjellegnek az előbbieken tárgyalt megváltozására.

A próbatest méretének változása ugyanis a hibák előfordulásának valószínűségét, a deformáció-sebesség kérdését és a darabban tárolt rugalmas energia hatásának problémáját is előtérbe hozza.

A képlékeny alakváltozások tanulmányozása vezetett ahhoz a felismeréshez, hogy az alakváltozás mértéke jellemző a darab viselkedésére és így ezt fel lehet használni a jellegzetes mérőszámok meghatározásához. E téren WELLS [26] végzett úttörő munkát. Eredményeit később BURDEKIN [27, 28] fejlesztette tovább. Gondos kísérletekkel, valamint elméleti úton arra a következtetésre jutottak, hogy nem túlságosan képlékeny anyagoknál a G_c meghatározható abból a távolságból, amelyre a kezdeti repedés felületei egymástól



5. ábra. A repedés kinyílása, a *crack opening displacement*

eltávolodnak, mielőtt a repedés tovább terjed (5. ábra). Ezt a távolságot az irodalomban COD-nek nevezik az angol elnevezés — *Crack opening displacement* — rövidítéséből. Képletben

$$G_c = COD \cdot \sigma_F. \quad (15)$$

A plasztikus alakváltozáson alapuló törésmechanikát a lineáris törésmechanikától való megkülönböztetés céljából *képlékeny törésmechanikának* nevezik.

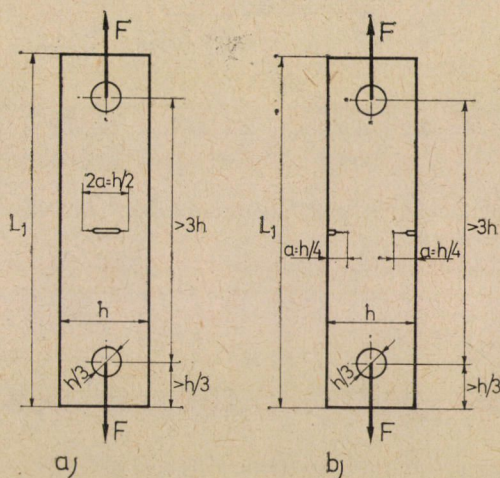
A (15) képlet egyszerűsége roppant vonzó, ezzel szemben áll azonban, hogy a COD meghatározása valódi repedéseknél igen nehézkes, bemetszéseknél valamivel könnyebb ugyan, de itt is sokkísérleti nehézséggel jár. Ennek ellenére sok esetben használták eredménnyel [29].

Hangsúlyozni kell azonban, hogy a (15) képlet csak korlátozott mértékű képlékeny alakváltozás esetén használható, azaz amikor a deformáció csak a repedés vagy bemetszés éle környezetében következik be. Nagyobb mértékű alakváltozás esetén a fizikai elképzelés nem állná meg a helyét. A G_c definíciója szerint ugyanis az alakváltozásra fordított energiát a felületre vonatkoztatjuk, vagyis gondolatban oda koncentráljuk; kis térfogat esetében ilyen közelítés megengedhető, de nagyobb méretű plasztikus zóna esetében helytelen eredményre vezetne.

IV. A törési anyagjellemzők meghatározása

Már a bevezetésben is említettük, hogy a törésmechanikának egyik legkényesebb pontja a vizsgálati módszer. Ez abból a tényből ered, hogy a törésmechanika kénytelen sok közelítő feltételezést felhasználni kiindulási

alapként és ezért csak olyan módszerek fogadhatók el mérési eljárásként, amelyeknél ezek a feltételezések nagyjából teljesülnek. Minthogy az eredetileg javasolt vizsgálati módszerek sok kísérleti nehézséggel és nagy költségkihatással járnak, az idők folyamán nagyon sokan foglalkoztak a kérdéssel és ajánlottak kisebb-nagyobb módosításokat, esetleg gyökeresen új módszert. Ezen a téren komoly segítséget jelent az *ASTM* 1967-ben publikált összeállítása [30]. Ebben összefoglalják a bizottság adatokkal alátámasztott, kísérle-

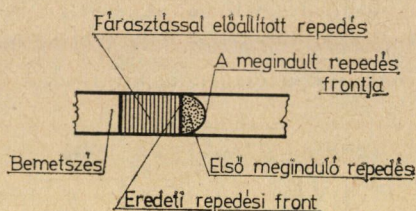


6. ábra. Középen, ill. oldalt bemetszett szakítópróbatestek a K_{Ic} meghatározásához (a h érték megválasztása a vizsgált anyag tulajdonságaitól függ)

tekkel ellenőrzött véleményét a különféle ajánlott módszerekre vonatkozólag és útbaigazítást adnak azok alkalmazhatóságára. Ez a munka természetesen nem jelenti végső lezárását a kutatásoknak, csak a pillanatnyi helyzetet rögzíti és igyekszik eligazítást adni az egyébként nehezen áttekinthető hatalmas szakirodalomban.

A törésmechanika ma már klasszikusnak nevezhető vizsgálati módszere középen bemetszett lemezt használ, amelyet húzó igénybevételnek tesz ki (6a. ábra). Vizsgálat előtt a próbatestet fárasztják, amíg csak az éles bemetszésből jobbra-balra egy-egy repedés el nem indul. Így a vizsgálat kezdetén is már valódi repedés viselkedését figyelhetjük meg, amely sokkal élesebb, mint a legélesebb mesterséges bemetszés. A K_{Ic} meghatározásához felhasználhatjuk a (9) képletet, ha behelyettesítjük a törés pillanatában mért feszültség és repedéshossz értékeit. Az előbbi egy átlagérték, azaz a maximális erő és az eredeti, teljes keresztmetszet viszonya. A repedéshossz pedig az ún. festékes eljárással határozható meg. Kis viszkozitású, jó nedvesítő képességű festéket csöppentenek a repedés tövére a vizsgálat kezdetén. Amikor a repedés lassan növekedni kezd, a szétnyíló felületek a festéket beszívják. A hirtelen törés-

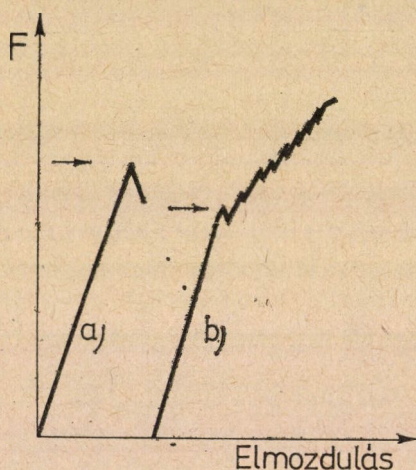
nél azonban erre már nincs idő. Így a festékes felület nagysága megadja a 2. ábrán berajzolt $a_{krit.}$ értékét, amely a (9) képletbe helyettesítve adja K_c -t. A vizsgálathoz felhasználható a 6b. ábrán látható próbatest-típus is, de akkor



7. ábra. A repedés megindulása előrepesztett húzott próbatestben

a (9) egyenlet helyett más, jellegében hasonló egyenletet ajánlatos alkalmazni:

$$K = \sigma \sqrt{h \tan \frac{\pi a}{h} + 0,1 \sin \frac{2\pi a}{h}} \quad (16)$$

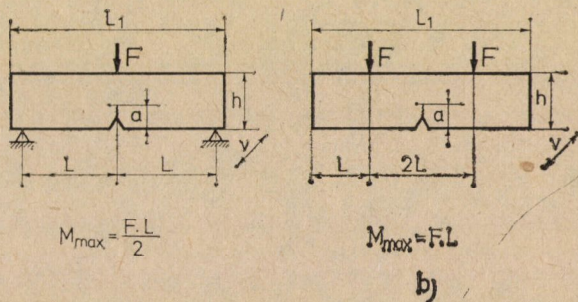


8. ábra. A „hirtelen ugrás”, azaz „pop-in” jelentkezése a szakítódigramban

A 4. ábrával kapcsolatban mondottakból kitűnik, hogy helyesebb lenne az anyagot a K_{IC} -vel jellemezni, amely nem függ a mérettől, és amely a repedés lassú növekedésének megindulását is megszabja. Az említett módszernél azonban nem tudjuk meghatározni azt a feszültséget, amely ehhez az állapothoz (a 2. ábrán az a szakasz végpontja) tartozik.

Újabb lehetőséget jelentett e téren BOYLE, SULLIVAN és KRAFT [31, 23] által ajánlott módszer. Ők azt figyelték meg, hogy a repedés lassú megindulása

sem lassan történik a valóságban, hanem egy kis ugrással. A repedés gyakorlatilag hirtelen indul meg, mikor K eléri K_{IC} értékét. A feszültségállapot ilyenkor a lemez középvonalában mindenképpen térbeli. A repedés terjedésével egyidőben azonban az él körüli képlékeny alakváltozások is létrejönnek, főleg a lemez két oldala közelében. Ezért a repedés ott nehezebben halad és az eredeti, a fásasztással előállított egyenes repedésfront helyett kb. a 7. ábrán látható görbült front alakul ki. A „hirtelen ugrás” (az angol irodalomban „pop-in”) után a repedés újra megáll, főleg a képlékeny alakváltozás okozta ellen-



9. ábra. Hajlítópróbatestek a K_{IC} meghatározásához

állás-növekedés miatt. Az az erő, ill. feszültség azonban, amelynél a repedés megindult, jellemző a K_{IC} -re. A számításokhoz szükséges repedéshossz ilyenkor a kiinduló mérettel azonos, tehát közbelső mérésre nincs szükség. A jellemző erő pedig a szakítódiagramhoz hasonló erő-elmozdulás görbéből határozható meg (8. ábra). Az elmozdulás mérésére természetesen érzékeny nyúlásmérőt kell alkalmazni, mert a szakítógépek normális berendezései erre nem alkalmasak. Ezenkívül figyelembe kell venni az értékelésnél a „hirtelen ugrás” nagyságát, alakját, valamint az ugrást megelőző szakasz linearitását is. Ezekről a körülményektől függ, hogy a „hirtelen ugrás” elég hiteles-e. A 8. ábrán két gyakran megfigyelhető görbealakot tüntettünk fel. Értékelésre alkalmas görbéhez megfelelő vastagságú lemez kell, ahol az abszolút méret megint a tulajdonságoktól is függ.

Gyakran alkalmazott módszer a három vagy négy pontos hajlító kísérlet is (9. ábra). Az előbbi elrendezés igen egyszerű módon alkalmas arra, hogy a statikus vizsgálatnál kapott eredményeket dinamikus vizsgálatokkal egészítsük ki, hiszen a Charpy-ütővizsgálat ennek felel meg. Az ütőművön az erő és a próbatest elmozdulásának regisztrálása már megoldott feladat [33, 34]. Jóval nehezebb annak a kérdésnek a megválaszolása, hogy mikor, milyen körülmények között lehet a kisméretű Charpy-próbatesteken kapott eredményeket hiteleseknek elfogadni [35, 36]. A hajlított próbatesteket — beleértve az ütve hajlítottakat is minél élesebb bemetszéssel kell ellátni. Ezért a mesterséges bemetszések elkészítése után itt is előfásasztást alkalmaznak,

míg a kellő méretű repedés létrejön. A három pontos hajlító kísérlet esetében ajánlott képlet a K számítására a következő [37]:

$$K = \frac{2M_{\max}}{vh} \sqrt{\frac{1}{h} \left[31,7 \left(\frac{a}{h} - 64,8 \left(\frac{a}{h} \right)^2 + 211 \left(\frac{a}{h} \right)^3 \right] \right.} \quad (17)$$

A képletben M a hajlító nyomatékot, v a próbatest vastagságát, h pedig a szélességét (magasságát) jelenti.

Bár az ismertett vizsgálati módszerek változatlanul érvényben vannak, a K számítására használt képletek (9), (16) és (17) bizonyos mértékben módosultak. A képletek kidolgozásához ugyanis egy részről pontos rugalmasság-mérésekre van szükség különböző hosszúságú repedéseket tartalmazó próbatesteken, másrésztől alkalmas, egyszerűsítő matematikai modellek megalkotására [20, 38–40]. A mérés technika fejlődése, valamint a számítógépek alkalmazása lehetővé tették, hogy a K értékét nagyobb pontossággal lehessen meghatározni. A jelenlegi álláspont szerinti legjobb megoldásokat a már idézett *ASTM* közlemény foglalja össze [30].

Annak érdekében, hogy a különböző próbatest-alakokat egységes rendszer szerint lehessen tárgyalni, nem közvetlenül a K értékét, hanem egy közbeeső Y tényezőt adnak meg. Ez mindig az a/h függvénye, ahol a betűk jelentése összhangban van a 6. ábrával. Az Y tényező értéke:

Középen berepesztett, húzott próbatestre:

$$Y = 1,77 \left[1 - 0,1 \frac{2a}{h} + \left(\frac{2a}{h} \right)^2 \right]; \quad (18)$$

oldal-bemetszésű, húzott próbatestre:

$$Y = 1,98 + 0,36 \frac{2a}{h} - 2,12 \left(\frac{2a}{h} \right)^2 + 3,42 \left(\frac{2a}{h} \right)^3. \quad (19)$$

Mindkét esetben

$$K = \sigma \sqrt{a} Y. \quad (20)$$

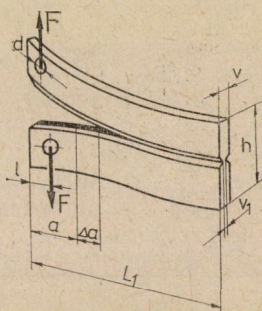
Egy oldalról bemetszett, négy ponton hajlított próbatestre (tisztá hajlítás).

$$Y = 1,99 - 2,47 \frac{a}{h} + 12,97 \left(\frac{a}{h} \right)^2 - 23,17 \left(\frac{a}{h} \right)^3 + 24,8 \left(\frac{a}{h} \right)^4. \quad (21)$$

Három pontos hajlításnál az állandók értékei kissé eltérők. Az Y és K összefüggése hajlításnál:

$$K = \frac{6M_{\max}}{v \cdot h^2} \sqrt{a} \cdot Y = \sigma_{\max} \sqrt{a} \cdot Y. \quad (22)$$

Viszonylag kis anyagigényű és ezért előnyösnek ígérkező vizsgálati módszer a *kettős konzoltartós módszer* (az angol irodalomban *DCB*-nek rövidítve szerepel, a *double cantilever beam* elnevezésnek megfelelően) [41, 42]. Ennek lényege, hogy egy oldalirányú bemetszésekkel gyengített keresztmetszetet előzetes befűrészelés és fárasztás után excentrikus húzó igénybevétellel repesztünk (10. ábra). A repedés itt is ugrásokban és nem folyamatosan terjed. A helyesen méretezett próbatestnél az igénybevétel növekedésével a konzolos karok rugalmasan meghajolnak, majd ha az energiaviszonyok



10. ábra. A kettős konzoltartós próbatest vázlata vizsgálat közben

alakulása ezt megkívánja, a repedés terjedni fog (lásd a bevezetésben GRIFFITH elméletét). Ez a terjedés — itt nem részletezett okoknál fogva — ugrásszerű. A repedés terjedésével egyidőben azonban megváltozik a próbatest geometriája (a karok hossza), ez hirtelen erőcsökkenést okoz, ami végül a repedést megállítja. A kísérlet folytatásaként ez a folyamat többször ismétlődik a próbatest teljes töréséig. Jellegzetes erő-elmozdulási diagram látható a 11. ábrán. Az értékelésnél mind az $F_{\max}$, mind az $F_{\min}$ értékeit felhasználják, ennek részletezésére azonban a VI. Újabb kutatási területek című fejezetben kerül sor. A törési jellemzők meghatározásánál minden ugrást külön-külön lehet felhasználni és az eredményeket átlagolni. A számítás alapjául szolgáló képlet

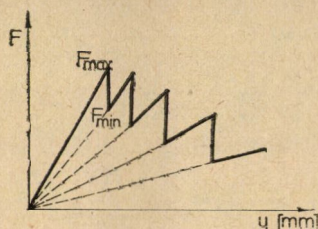
$$G = \frac{F^2}{2v_1} \frac{d\Phi}{da}, \quad (23)$$

ahonnan (10a) egyenlet segítségével kapjuk K -t. Φ jelenti a próbatest rúgóállandóját kp/mm dimenzióban, amelyet az erőugráshoz tartozó bekezdő szakasz mereksége ad meg. A leolvasott $\Phi_1, \Phi_2 \dots$ értékekhez tartozó

$$\frac{d\Phi_1}{da_1}, \quad \frac{d\Phi_2}{da_2} \dots$$

differentiálhányadosokat igen egyszerűen lehet meghatározni olyan hitelesítő görbe segítségével, amelyhez különböző mélységig befűrészelt próbatestek rugóállandóját mérik meg.

A próbatestek méreteinek itt is nagy szerepe van a vizsgálat sikerét illetően. Helytelenül választott méretek esetén a száraz plasztikusan deformálódhatnak vagy letörhetnek, a repedés nem a kívánt síkban halad, a feszültségállapot eltolódik a síkbeli állapot felé stb. Néha a próbatestnek valamelyik méretét céltudatosan változtatják a hosszúság függvényében és így igen



11. ábra. A kettős konzol tartós próbatesttel végzett vizsgálat során kapott tipikus szakító-diagram

egyszerűen lehet jellegzetes mérethatásokat kimérni. A megfelelő méretek megválasztása azonban ennél a próbatest-típusnál talán még nagyobb tapasztalatot és gyakorlatot kíván, mint a többi ismertetett módszernél.

V. A próbatestek méreteinek megválasztása

Amint erre már több ízben utaltunk a darabok viselkedése méretfüggő, ezért a vizsgálatoknál nem használhatunk bármilyen méretű próbatestet. A méretek megválasztásánál a legfontosabb szempont, hogy a meghatározott K_{IC} érték valóban jellemezze az anyagot, megadja a választott hőmérséklet és igénybevételi sebesség mellett az anyag legkisebb ellenállását a töréssel szemben, a legkedvezőtlenebb feltételek mellett. Bemutattuk azt is, hogy ezek közé a „legkedvezőtlenebb feltételek” közé tartozik a síkbeli alakváltozási állapot, amely csak akkor alakul ki, ha a repedés csúcsa körüli képlékeny zóna mérete jóval kisebb, mint a lemezvastagság. Emlékeztetnünk kell arra is, hogy a törésmechanika egész mai szemlélete — elsősorban az ún. lineáris törésmechanika — a rugalmasságtanra van felépítve és a megadott összefüggések szigorúan csak akkor érvényesek, ha képlékeny alakváltozás nem fordul elő. A gyakorlat bebizonyította, hogy a viszonylag kis térfogatra koncentrált plasztikus deformáció csak elhanyagolható hibát okoz, de éppen ezért szükséges, hogy a próbatest főméretei jóval nagyobbak legyenek, mint a képlékeny zóna. Ugyanez a követelmény kihat a bemetszés mélységének, ill.

a repedés hosszának megválasztására is. Túlságosan sekély bemetszés esetén a feszültség a bemetszetlen részekben elérné a folyáshatárt, még mielőtt a bemetszésnél K elérné K_{IC} -t. A próbatest egészére vonatkozó „teljes folyás” pedig gyökeresen megváltoztatná a feltételezett feszültségállapotot. Másrészt a K számítására szolgáló képletek [(9), (16), (17), (18), (19) és (21)] is csak meghatározott a/h tartományban közelítik meg kellő pontossággal a valódi értékeket. Túlságosan mély bemetszés mérés technikai szempontból kedvezőtlen, ugyanis a K nagyon érzékenyen változik nagy a/h értékeknél. Ilyenkor a repedéshossz (a) mérésében elkövetett viszonylag kis hiba is jelentősen változtatja a számított K_{IC} értéket. További bonyodalmat okoz a tárolt rugalmas energia. Bár kimutatható, hogy a repedés megindulását a tárolt energia nem befolyásolja, de a repedés terjedését annál inkább. A repedés csak akkor terjed, ha elegendő tárolt rugalmas energia van a rendszerben [26], azaz a próbatest elegendően nagy. Ebből a szempontból azonban egyenértékű lehet valamely más, a próbatesttel sorba kapcsolt energiátárolás is.

Mindezek a megfontolások nem adnak határozott választ arra a kérdésre, hogy végül is milyen méretű próbatestet kell készíteni. Jelenlegi ismereteink szerint e kérdésre nincs is határozott válasz. Kényesebb esetekben többféle méretű próbatestet kell vizsgálni és kísérletekkel kell meghatározni a mérethatást. Ez esetben ügyelni kell arra, hogy metallurgiai okok ne befolyásolhassák az eredményt. Helytelen lenne tehát különböző vastagságra hengerelt lemezeket használni, mert a hengerlés mértéke a szemcsenagyság, a sorosság, a szennyezők eloszlása és más tényezők következtében alapvetően változtatja meg a tulajdonságokat. A terhelés sebességét is arányosan változtatni kell a próbatest méreteivel, hogy a sebesség-hatás befolyását kiiktassuk.

Ha a ridegtörési vizsgálatokat egy adott alkalmazási terület számára végzik, legelőnyösebb, ha a teljes falvastagsággal készítjük a próbatesteket. Az alkalmazott repedés hosszát abból a feltevésből lehet meghatározni, hogy a szerkezetben a technológiát, az ellenőrzési módszereket, az üzemi körülményeket tekintve a legrosszabb esetben milyen méretű repedés várható.

A méretekre vonatkozó tájékoztató adatként figyelembe lehet venni a SRAWLEY jelentésében [16] közölt összeállítást. Abszolút méretek helyett itt is csak szorzótényezőket adnak meg, amelyeket a vizsgált anyagra vonatkozó $(K_{IC}/\sigma_F)^2$ értékkel kell még szorozni. Ez a viszonyszám ugyanis a (13) összefüggés szerint arányos a képlékeny zóna méreteivel, így végül is a próbatest dimenzióit a képlékeny zóna határozza meg. Az ajánlott szorzótényezőket néhány fontosabb próbatest fajtára az I. táblázatban közöljük.

A kettős konzoltartós próbánál tájékoztató adatként megadjuk azokat a méreteket, amelyeket sikeresen alkalmaztak az [50] alatt közölt vizsgálatoknál. A 10. ábra jelöléseivel: $L_1 = 380-460$ mm, $h_1 = 38-76$ mm, $v = 25$ mm, $v_1 = 8$ mm, $a = 50$ mm, $l = 25$ mm, $d = 12$ mm.

I. táblázat

Érvényes K_{IC} méréshez ajánlott minimális próbatest-méretek

Próbatest típus	Vastagság, v	Repedés-hossz, a	Szélesség, h	Hosszúság, L_1
Középen bemetszett lemez (6a. ábra)	2,5	2,5	10	40
Két oldalról bemetszett lemez (6b. ábra)	2,5	2,5	10	40
Egy oldalról bemetszett hajlított lemez, három pontos megtámasztás (9a. ábra); $L/h = 2$	2,5	2,5	5	21
Egy oldalról bemetszett hajlított lemez, tiszta hajlítás (9b. ábra); $L/h = 2$	2,5	2,5	5	41

Megjegyzés: A táblázatban közölt tényezőket $(K_{IC}/\sigma_F)^2$ -tel meg kell szorozni.

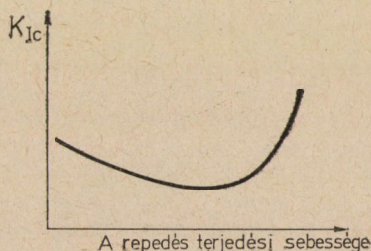
VI. Újabb kutatási területek

Már az eddigiek alapján is következtetni lehet, hogy a törési jellemzők meghatározására szolgáló módszerek tökéletesítésre szorulnak. Legnagyobb hiányosságuk, hogy a reális próbatest-méreteket alapul véve alkalmazási területük erősen korlátozott, elsősorban a nagyszilárdságú acél-, az alumínium- és a titánötvözeteknél használhatók. A vizsgálatok itt is igen anyagigényesek és így széles körű alkalmazásuk gazdasági akadályokba ütközik. Érthető tehát az a törekvés, hogy a kis próbatesteket igénylő Charpy-vizsgálatot módosítsák olyan módon, hogy abból a törési jellemzőket meg lehessen állapítani. Ez a munka már jó néhány éve elkezdődött és publikációk sora bizonyítja az elért sikereket [33, 35, 43]. Ennek ellenére még sok vitatható, gyenge pont maradt.

A legnagyobb nehézséget mindig a viszonylag szívós anyagok (pl. a lágy acél) okozzák. Ezért próbálják pl. FEARNEHOUGH és NICKOLS [44] a Charpy-vizsgálatokat a képlékeny törésmechanika (COD mérés) segítségével értékelni. A kedvezőtlenebb feszültségállapotot (síkbeli alakváltozási állapot) a fáradt repedés létesítése mellett oldalsó hornyokkal is elősegítik.

Az ütvehajlító vizsgálat alkalmazása a próbatest mérete mellett az igénybevételi sebesség problémáját is előtérbe hozza. Ezek a kutatások nagymértékben támaszkodnak KRAFFT [45] munkásságára, aki többek között vizsgálta az igénybevételi sebesség, a repedés-terjedés sebessége és a kritikus feszültségmező-paraméter közötti kapcsolatot. A töréssel szembeni ellenállás a repedés-terjedési sebesség függvényében minimumot mutat (12. ábra). De KRAFFT később összefüggést talált a felkeményedési együttható és a K_{IC} között és ezen az úton azt találta, hogy az igénybevételi sebesség függvényében mindkét mennyiség periódusosan változik [46, 47]. Ez a „sebesség-spektrum” ma is intenzív kutatás tárgya és fémfizikai alapon keresik magyarázatát.

A 12. ábra alapján elvárható, hogy az ütvehajlító vizsgálat eredményei nem lehetnek egybevágóak a statikus kísérletek eredményeivel. A kísérletek valóban azt bizonyították, hogy dinamikusan kisebb K_{IC} értékeket kaptak. Ennek alapján a jelenlegi felfogás szerint megkülönböztetnek *statikus*, *indító* K_{IC} értéket és *dinamikus*, *minimális*, *megállító* K_{IC} értéket. A gyakorlatilag előforduló sebességek ugyanis a 12. ábra görbéjének leszálló ágán vannak. Így a repedés elindulásához a görbe elején levő valamilyen K_{IC} érték tartozik, az alkalmazott sebességnek megfelelően. Az elindított repedés azonban fel-



12. ábra. A minimális kritikus feszültség-paraméter értékének változása a repedés-terjedési sebesség függvényében

gyorsul arra az értékre, amelynél a K_{IC} minimumot mutat, ezért a repedés csak akkor áll meg, ha $K < K_{IC \text{ minimum}}$. A kettős konzoltartós módszerrel is mindkét K_{IC} értéket meghatározzák a $F_{\max}$, ill. $F_{\min}$ felhasználásával.

Az utóbbi évek közleményeiben gyakran megtalálható ez a megkülönböztetés az indító K_{IC} és megállító K_{IC} között [42]. Más elképzelés szerint azonban csak a legkisebb K_{IC} érvényes és a „sebesség-hatás” tulajdonképpen csak azért jelentkezik, mert statikus kísérleteknél a folyáshatár kisebb, ezért a (12) egyenlet értelmében a képlékeny zóna nagyobb lesz, ami a feszültségállapotot a kedvezőbb síkbeli állapot felé tolja el. Ennek alátámasztására 60–100 mm vastagságú kettős konzoltartós vizsgálatokat végeztek, és ezeknél mindenkor a minimális K_{IC} -t kapták. Amerikai laboratóriumokban nemrég extrém méretű lemezekkel (~ 250 mm vastagság) folytatott kísérletek azonban megint a K_{IC} növekedését mutatták. Ezeknek az ellentmondásoknak az elméleti és kísérleti tisztázása folyamatban van.

A kisméretű próbatestek felhasználásával és a sebesség befolyásával kapcsolatos kérdések mellett egy további nagy témacsoport a repedés éle körüli képlékeny alakváltozás pontosabb megismerése. Mind elméleti elemzésekkel [48, 49], mind újabb és újabb mérési módszerekkel [50, 51] igyekeznek meghatározni a képlékeny zóna határait, alakját és az alakváltozás mértékét. Ezzel egyidőben a repedés terjedésének mechanizmusára vonatkozóan is újabb, módosított elméletek születnek. A jelentős méretű képlékeny zónának megfelelően a törési ellenállás számításánál egyre gyakrabban alkal-

mazzák a képlékeny törésmechanika összefüggéseit és a *COD* meghatározására is újabb módszereket adnak meg [52, 53].

Mindezeket összevetve, megállapítható, hogy a fejlődés kétségtelenül abba az irányba tart, hogy a törésmechanika alkalmazási területét a viszonylag kis szilárdságú, képlékeny anyagokra is kiterjesszék, és hogy gazdaságosabb módszerek kidolgozása révén a vizsgálatok és rendelkezésre álló adatok számát növeljék. Ezt a célkitűzést csak a kísérleti munkával párhuzamosan haladó elmélyült elméleti kutatás támogatásával lehet elérni, hiszen újabb összefüggések felismerése nem lehetséges a fizikai jelenségek jobb megértése nélkül.

IRODALOM

1. KLIER, E. P.: *Am. Soc. Metals* **43** (1950), 935.
2. GRIFFITH, A. A.: *Phil. Trans. Roy. Soc. London A*—**221** (1920), 163.
3. ZENER, C.—HOLLOMON, V. H.: *Trans AIMME* **158** (1944), 298.
4. IRWIN, G. R.: Fracture dynamics in *Fracturing of Metals* (ASM—1947). ASM, Cleveland 1948; 147—166.
5. OROWAN, E.: Fracture and strength of solids. *Reports on Progr. in Physics* **12** (1949), 185—232.
6. OROWAN, E.: Fundamentals of brittle behaviour in metals in fatigue and fracture of metals (MIT Symposium 1950). J. Wiley et Sons, New York 1952; 139—167.
7. SACK, R. A.: Extension of Griffith's theory of rupture to three dimensions. *Proc. Phys. Soc.* **58** (1946), 729—736.
8. ELLIOT, H. A.: An analysis of the conditions for rupture due to Griffith cracks. *Proc. Phys. Soc.* **59** (1947), 208—223.
9. OROWAN, E.: Energy criteria of fracture. *Welding Journal* (Research Suppl.) **20** (1955), 157s—160s.
10. IRWIN, G. R.: Contribution to Strength limitations of metals. Syracuse University Research Inst. Syracuse, New York 1956.
11. IRWIN, G. R.: Fracture mechanic (Contribution to the First Symposium on Naval Structural Mechanics Stanford University). Stanford, California 1958.
12. IRWIN, G. R.—KIES, J. A.: Fracture theory applied to high-strength steels. *Metal Progress* **78** (1960); VIII, 73—78.
13. IRWIN, G. R.—SRAWLEY, J. E.: Progress in the development of crack toughness fracture tests. *Materialprüfung* **4** (1962), 1—11.
14. IRWIN, G. R.: Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Appl. Mech.* **24** (1957), 361.
15. WESTERGAARD, H. M.: Bearing pressures and cracks. *Journal of Appl. Mech.* **6** (1939): II, A49—A53.
16. SRAWLEY, J. E.: The slow growth and rapid propagation of cracks. NRL Report 5617, Washington 1961.
17. *Second report of a Spec. ASTM Committee: The slow growth and rapid propagation of cracks. Materials, Research and Standards* (1961), 389—393.
18. IRWIN, G. R.: Crack-extension force for a part-through crack in the plate. *Journal of Appl. Mech.* (1961), No. 62—WA—13.
19. IRWIN, G. R.: Fracture mode transition for a crack traversing a plate. Metals Eng. Div. Conf. ASME, Albany (New York) 1959.
20. IRWIN, G. R.—KIES, J. A.: Critical energy rate analysis of fracture strength. *Welding Journal* (Research Suppl.) **33** (1954), 193s.
21. *ASTM Spec. Committee Report: Fracture testing of high strength sheet materials. ASTM Bulletin* No 243 (1960); No. 243, 29—40 és No. 244, 18—28.
22. IRWIN, G. R.: Fracture testing of high strength sheet materials under conditions appropriate for stress analysis. NRL Report 5486, Washington 1960.
23. VAN DEN BOOGAART, A.—TURNER, C. E.: Fracture mechanics: a review of principles with

- special reference to applications for glassy plastics in sheet form. *Journal of the Plastic Inst.* (1963), 109—117.
24. WELLS, A. A.: The geometrical size effect in notch brittle fracture. *Trans. North East Coast Institution of Engineers and Shipbuilders* 71 (1955), 277—290.
 25. WEIBULL, W.: A statistical theory of the strength of metals. *Proc. Royal Swedish Inst. Eng. Res.* (1958), No. 151.
 26. WELLS, A. A.: The application of fracture mechanics at and beyond general yielding. *British Welding Journal* (1963), 563.
 27. BURDEKIN, F. M.—STONE, D. E. W.: The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. *Journal of Strain Analysis* 1 (1966), 145—153.
 28. BURDEKIN, F. M.: The assesment of structural steel by fracture mechanic. *British Welding Research Association* (1966); C 140/11/66 1—8.
 29. BURDEKIN, F. M.—DOLBY, R. E.—EGAN, G. R.: Fracture initiation in welding joints of ferritic steels (Proc. of the Second. International Conf. on Fracture Brighton 1969). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 180—191.
 30. BROWN, W. F. JR.—SRAWLEY, J. E.: Plain strain crack toughness testing of high strength metallic materials. *ASTM Spec. Techn. Publ.* (1967), No. 410.
 31. BOYLE, R. W.—SULLIVAN, A. M.—KRAFFT, J. M.: Determination of plain strain fracture toughness with sharply notched sheets. *J. Welding Research Supplement* (1962), 428s—432s.
 32. BOYLE, R. W.—SULLIVAN, A. M.—KRAFFT, J. M.: Effects of dimensions on fast fracture instability of notched sheets (Crack Propagation Symposium). College of Aeronautics, Cranfield (England) 1961.
 33. RADON, J. C.—TURNER, C. E.: Fracture toughness measurements by instrumented impact test. *Engineering Fracture Mechanics* 1 (1969), 411—428.
 34. KONKOLY, T.: Enregistrement des diagrammes force-temps an cours des essais de résilience sur des métaux déposés par soudage automatique et interpratation. IIW publ. 1968.
 35. FORD, G.—RADON, J. C.—TURNER, C. E.: Fracture toughness of a medium-strength steel. *Journal Iron and Steel Inst.* 205 (1967), 854—860.
 36. STONE, D. E. W.—TURNER, C. E.: Brittle behaviour in laboratory scale mechanical testing. *Proc. of the Royal Soc. A* 285 (1965), 83—103.
 37. SRAWLEY, J. E.—BROWN, W. E.: *NASA Techn. Note* (1965), TN D-2599.
 38. GROSS, B.—SRAWLEY, J. E.—BROWN, W. F. JR.: Stress intensity factors for a single-edge-notch tension specimen by boundary collocation of a stress function. *NASA Techn. Note* (1964), D-2395.
 39. GROSS, B.—SRAWLEY, J. E.: Stress-intensity factors for single-edge-notch specimens in bending as combined bending and tension by boundary collocation of a stress function. *NASA Techn. Note* (1965), D-2603.
 40. GROSS, B.—SRAWLEY, J. E.: Stress-intensity factors for three-point bend specimens by boundary Collocation. *NASA Techn. Note* (1965), D-3092.
 41. HOAGLAND, R. G.: On the use of the double cantilever beam specimen for determining the plane strain fracture toughness of metals. *Trans. ASME Journal of Basic Engineering* (1967); Paper No. 67 — Met-A. 1—8.
 42. TURNER, C. E.—RADON, J. C.: Fracture toughness measurements on low strength structural steels (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton 1969). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 165—169.
 43. ORNER, G. M.—HARTBOWER, C. E.: Precracked Charpy fracture toughness correlations. *ASTM Symposium*, Chicago 1964.
 44. FEARNEHOUGH, G. D.—NICKOLS, R. W.: Fracture mechanics considerations in the Charpy impact test. *Int. Journ. Fracture Mechanic* 4 (1968); No 3, 245—256.
 45. KRAFFT, J. M.: Correlations of flow and fracture behaviour. Note for ASTM-FTHSSM Committee Meeting, Cleveland 1963.
 46. KRAFFT, J. M.: Correlation of plain strain crack toughness with strain hardening characteristics of a low, a medium and a high strength steel. *Appl. Materials Research* (1964), 88—101.
 47. KRAFFT, J. M.: A rate „spectrum” of strain hardenability and of fracture toughness. *Report of NRL Progress* (1966).
 48. ARTHUR, P. F.—BLACKBURN, W. S.: The effect of the shape of plastic zone on zone size and crack opening displacement (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton 1969). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 15—23.
 49. HUFF, H. W.—JOYCE, J. A.—MCCLINTOCK, F. A.: Fully plastic crack growth under monotonic and repeated bending (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton 1969). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 83—93.

50. ROOKE, D. P.—BRADSHAW, F. J.: A study of crack tip deformation and a derivation of fracture energy (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 46—57.
51. HAHN, G. T.—KANNINEN, M. F.—ROSENFELD, A. R.: Ductile crack extension and propagation in steel foil (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 58—72.
52. BIRKBECK, G.—WRAITH, A. E.: Direct surface measurement of the crack opening displacement of mild steel Charpy specimens (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton). Chapman and Hall Ltd., London 1969; 24—30.
53. KANAZAWA, T.—MACHIDA, S.—MOMOTA, S.—HAGIWARA, Y.: A study of the crack opening displacement (COD) concept for brittle fracture initiation (Proc. Sec. Int. Conf. on Fracture Brighton). Chapman and Hall, London 1969; 1—14.

Development and Further Outlook in Research Work of Fracture Mechanic. In the paper a general view is given on the fundamental thoughts of fracture mechanics, about its most important achievements and further outlook. The concept of brittle fracture is briefly discussed and the ideas playing a roll in evaluation of fracture mechanics are presented. After introducing the basic connections and concept, the most general testing methods for the determination of fracture characteristics are shown. In connection with this, the importance of specimen sizes is emphasized and a guide is given for helping to choose those properly. Finally the main problems of up-to-date research work are briefly summarized.

Entwicklung und weitere Forschungsrichtungen der Bruchmechanik. Der Bericht gibt einen Überblick über die Grundlagen der Bruchmechanik, über ihre wichtigsten Ergebnisse und Weiterentwicklung. Es befaßt sich mit dem Begriff des Sprödbrechens und stellt die Überlegungen — welche zur Entwicklung der Bruchmechanik führten — vor. Nach der Besprechung der grundsätzlichen Zusammenhänge und Grundbegriffe werden die wichtigsten Prüfmethode für die Bestimmung der Brucheigenschaften diskutiert. Hierbei wird an die außerordentliche Bedeutung der Größe von Proben hingewiesen und die Wahl ihres richtigen Wertes erleichtert. Endlich werden die wichtigsten Probleme der heutigen Forschungsarbeiten zusammengefaßt.