

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	数値解析のための結合力モデル
Title(English)	Cohesive Zone Model (CZM) for numerical analysis: A review
著者(和文)	関口悠
Authors(English)	Yu Sekiguchi
出典(和文)	日本接着学会誌
Citation(English)	Journal of the Adhesion society of Japan
発行日 / Pub. date	2020, 11
Note	このファイルは著者（最終）版です。 This file is author (final) version.

〈総説〉

数値解析のための結合力モデル

関口 悠

東京工業大学 科学技術創成研究院
横浜市緑区長津田町 4259 〒226-8503

1. はじめに

昨今、数値解析による強度予測の需要が増しているが、“強度”を判断する基準にはどのようなものがあるのだろうか。ある材料の機能が損失することを破損 (failure) といい、どの状態をもって破損と見なすかはその材料の使用目的に依存する¹⁾。降伏 (yield) を破損と捉えることも多く、強度則として最大主応力基準や最大せん断応力基準 (トレスカの降伏条件)、せん断ひずみエネルギー基準 (ミーゼスの降伏条件) などが存在する。これらは過大な変形のために使用できなくなる条件を判断する強度基準である。また材料の分離や破断を伴う破壊 (fracture) も安全性を考える上で重要な強度基準であり、破壊力学などで議論されてきた。

き裂を有する部材の変形は、Fig. 1 に示すように 3 つの独立な変形モードであるモード I (開口型)、モード II (面内せん断型)、モード III (面外せん断型) に分けることができる。線形破壊力学では各モードにおいてき裂が成長する条件を応力拡大係数やエネルギー解放率など実験で測定可能な破壊力学パラメータを用いて明らかにしてきたが、き裂のない部位の破壊は表現できなかった。連続体損傷力学は破壊力学とは異なるアプローチを採用し、損傷による剛性低下や降伏関数の変化を材料構成則に導入することでき裂の有無に関係なく破壊挙動を表現したが、現象の解析には有限要素法 (finite element method; FEM) が不可欠であった。破壊力学に基づく解析でも FEM の応用が検討されるようになり、エネルギー解放率を基準にした解析に Cohesive Zone Model (CZM) を利用する手法が提案された。CZM はき裂先端近傍で応力特異性を失った塑性域を破壊力学で取り扱うために導入された概念であり、き裂先端近傍の塑性域や損傷領域を Fig. 2 に示すようにき裂が閉じる方向に結合力が働く領域 (cohesive zone) として表現した。弾性変形ではひずみに比例して応力が増加するが、塑性域や損傷領域では比例関係が成り立たないため、変形量に対する力の関係 (結合力分布) を定義する必要があった。そこで、CZM では結合力-相対変位関係 (traction-separation law; TSL) を導入し、塑性・損傷によって徐々に結合力が低下していく過程をモデル化した。そして Hillerborg らは cohesive zone に独自の結合力分布モデルを挿入することで FEM による損傷解析に成功した²⁾。こうして破壊力学でもき裂の有無に関わらず損傷進展を解析することが可能となった。

Cohesive という形容詞は[凝集, 粘着, 結合, 付着, 団結 (+性/力)]など様々に訳されるが、本稿では CZM に対応する訳語として「結合力モデル」を使用する。数値解析における CZM は cohesive zone の形成、損傷の開始、剛性の軟化、そして完全な材料の分離に至るまでの破壊過程を界面の力-変位関係によって表現する。

CZM を利用した接着強度予測に関する論文は多く存在し、総説や解説書も充実している³⁻⁸⁾。また商用ソフトウェアにも搭載されることが増えてきたため、ユーザーが独自にサブルーチンを組み込む作業が省かれ、今後更なる利用拡大が期待される。本稿では、CZM の基本となる結合力-相対変位関係を中心に

接着層への CZM 適用について解説する。

2. 結合力モデル

2. 1 接着層の解析で結合力モデルが使われる理由

CZM を用いた FEM では結合力要素 (cohesive element) が挿入された箇所の損傷具合を解析するが、き裂の発生が予測される場所にあらかじめ結合力要素を挿入しなければならず、き裂進展経路が不明な破壊を的確に解析することは苦手である。そのため、接着層内部のき裂発生や進展経路の解析には連続体損傷モデルや拡張有限要素法 (XFEM) などの応用が研究されている^{9,10)}。これらの手法は接着層全体の解析にも有効であるが、CZM に比べ計算コストが高くなることが多い。接着接合部が構造全体に占める割合は小さいことが多く、大きな構造体が解析対象になるほど接着接合部の要素は簡素化が求められる。幸いなことに多くの場合、接着接合部のき裂は接着層に沿って進展すると考えるのが妥当である。それゆえ、比較的き裂進展経路の予測が容易な接着層に CZM を挿入し、構造体全体の破壊を数値解析することは自然な流れと言える。

2. 2 接着層への結合力要素挿入

接着層に CZM を用いるとき、大きく分けて 2 通りの挿入方法がある³⁾。1 つ目は接着層全体を CZM に置き換え、被着体のソリッド要素を接着層の結合力要素で接合する continuum approach と呼ばれる手法であり (Fig. 3a)、接着層の解析では主にこの手法が用いられる。もう 1 つは被着体と接着層はソリッド要素とし、その界面に結合力要素を挿入 (もしくは接触要素として定義) する local approach と呼ばれる手法であり (Fig. 3b)、接着層内部の破壊 (凝集破壊) を表現するために追加の結合力要素を挿入する場合もある¹¹⁾ (Fig. 3c)。Local approach では結合力要素の厚さはゼロとして扱われ、繊維強化プラスチック (FRP) の層間剥離に CZM を用いる際の取り扱いに似ている。接着剤の塑性変形をソリッド要素で、界面の損傷・剥離を結合力要素で解析するため、XFEM や損傷モデルによるソリッド要素内部のき裂進展と CZM による界面のき裂進展を併用する研究もある^{12,13)}。一方で、continuum approach は結合力要素の剛性が接着層の剛性を表し、弾塑性変形などの表現も結合力要素が担うため、接着厚さを結合力要素の厚さとして扱うことが多い。

2. 3 結合力-相対変位関係

CZM では結合力-相対変位関係 (TSL) と呼ばれる力と変位の関係則が重要となり、この関係性を結合力要素として FEM の界面に挿入することで剥離現象を解析する。弾性体の変形が材料構成式であるフックの法則で記述されるように結合力要素における界面の節点間の関係は結合力 (cohesive traction; τ) と相対変位 (separation; δ) の組み合わせで記述される。結合力は節点に働く力であるため単位面積あたりの力として扱われ、単位は応力と同じく Pa (パスカル) である。一方で、相対変位はひずみとは異なり長さの単位を持つ。TSL を定義するうえで重要なパラメータとして、き裂進展に費やされる仕事 (破壊エネルギー)、損傷発生の基準となる最大結合力、弾性領域の力-変位関係を定める剛性、損傷の程度を示す損傷変数などが挙げられる。

2. 4 Lennard-Jones potential

CZM で使われる TSL について触れる前に界面における分子レベルの解析で重要なレナード-ジョーンズ (Lennard-Jones ; LJ) ポテンシャルについて考える。2つの原子あるいは分子が適度に近接するとファンデルワールス力などの引力が働く。一方で、接近しすぎると斥力が働きお互いにそれ以上接近することを妨げる。代表的な LJ ポテンシャルの関数として引力項が 6 乗、斥力項が 12 乗に反比例する

$$U(r) = 4\epsilon_{LJ} \left[\left(\frac{r_0}{r} \right)^{12} - \left(\frac{r_0}{r} \right)^6 \right] \quad (1)$$

がある (Fig. 4)。ここで、 r は原子間距離、 r_0 はポテンシャルがゼロとなる原子間距離、 ϵ_{LJ} はエネルギーの次元を持った係数である。ポテンシャルを距離で微分すると原子間に働く力が求まる。

$$F = -\frac{dU}{dr} = \frac{24\epsilon_{LJ}}{r_0} \left[2 \left(\frac{r_0}{r} \right)^{13} - \left(\frac{r_0}{r} \right)^7 \right] \quad (2)$$

ポテンシャルの極小値 ($r/r_0 = 2^{1/6}$) で原子間に働く力がゼロのつり合い点となる。力のつり合い点を原点、引力を正として力と距離の関係を描き直すと Fig. 5 となる。原子をつり合い点から引き剥がす方向に引っ張ると最初は引力が増加するが、ある距離を超えると徐々に減少し、最終的にはほぼゼロとなる。引き剥がしに必要な仕事 (力×距離) は曲線で囲まれた面積 (Δy) であり、これは凝着仕事、もしくは接着仕事と呼ばれる。LJ ポテンシャルが示す力-原子間距離の関係は、弾性体同士の理想的な界面剥離における TSL と言える。

2. 5 結合力-相対変位関係の形状

TSL の関係性が数学的に定義されれば CZM は FEM に挿入できる。今まで提案されてきた関係則の中でも代表的なものを紹介する。接着接合部などの界面では LJ ポテンシャルの理想的な TSL 形状を単純化した三角形の bilinear 型 (Fig. 6a) が多く使われている¹⁰⁻¹⁶⁾。しかし塑性変形によって破壊エネルギーが大幅に増加すると bilinear 型では表現しきれないため、弾塑性体のき裂進展に CZM を適用することを目的に Tvergaard と Hutchinson は台形状の trapezoidal 型 (Fig. 6b) を採用した¹⁷⁻²⁰⁾。Yang らは接着層に trapezoidal 型を適用することで被着体の塑性変形も適切に解析できることを示した²¹⁻²⁴⁾。多くの構造用接着剤は大きな塑性変形を伴うことから接着接合部の解析には trapezoidal 型も広く利用されている²⁵⁻²⁷⁾。その他に弾塑性を指数関数で表現した関係則 (Fig. 6c)²⁸⁻³¹⁾ や trapezoidal 型にひずみ硬化を加えた関係則³²⁾ (Fig. 6d)、弾性域から損傷領域まで連続的に表現する多項式³³⁻³⁶⁾ や指数関数³⁷⁾ による関係則 (Fig. 6e³³⁾) なども存在する。

3. 結合力-相対変位関係のパラメータ

3. 1 パラメータの種類

本章では、接着剤の評価で用いられることが多い bilinear 型や trapezoidal 型で重要となるパラメータについて説明する。ここでは等方性材料を考え、 $i = n, s$ はそれぞれ引張方向(normal)とせん断方向(shear)を表す。 τ, δ はある時点での結合力と相対変位、 τ^0, δ^0 は最大結合力とそのときの相対変位、 δ^s は trapezoidal 型で結合力低下(softening)が開始する相対変位、 δ^f は完全に破断する相対変位である。 G_C は破壊エネルギーであり、 G_I, G_{II} はそのモード I, II 成分とする。すなわち、 $G_C = G_I + G_{II}$ となる。 G_{IC}, G_{IIC} はそれぞれのモードにおける破壊エネルギーである。また、 K は剛性、 D は損傷変数である。このうち、解析のためにユーザーが値を指定しなければならないパラメータは、bilinear 型で τ^0, G_{IC}, G_{IIC} および

K , そして trapezoidal 型ではこれらに加えて δ^s であることが多い。

3. 2 破壊エネルギー

TSL 曲線と横軸で囲まれた面積がき裂進展に費やされる仕事, すなわち破壊エネルギーとなる。接着剤の破壊エネルギー測定法としては, モード I の DCB (Double Cantilever Beam) 試験, モード II の ENF (End Notched Flexure) 試験, 混合モードの MMB (Mixed Mode Bending) 試験などが有名であり, 荷重・変位・き裂長さから限界エネルギー解放率 G_C を求めるのが一般的である。一方で, 接着剤などの高分子材料ではき裂先端に大きな塑性域が存在する。DCB 試験では塑性域長さが Corrected Beam Theory (CBT) で求まる補正項 (crack length correction; $|\Delta|$) とほぼ一致することが知られており, 塑性域を考慮して G_{IC} を算出すれば塑性ひずみエネルギーを含んだ破壊エネルギーが求まる³⁸⁾。しかしながら, “エネルギー解放率”の本来の定義は線形破壊力学に基づく破壊じん性であり, 塑性変形は守備範囲外である。弾塑性破壊力学では G_C を非線形域まで拡張した J 積分が破壊エネルギーとして用いられるが, 接着接合部に関しては塑性の有無に関わらず限界エネルギー解放率を破壊エネルギーとして扱う傾向にある。そのため, CZM の論文の中には破壊エネルギーを G_C とする場合と J_C とする場合が混在しており統一されていないが, どちらも同じ意味で用いられている。本稿では, 接着接合部で使われることが多い G_C を塑性ひずみエネルギーを含んだ破壊エネルギーとして使用する。

また, 凝着仕事 $\Delta\gamma$ と破壊エネルギー G_C はどちらもき裂進展による新生面の生成に関連するエネルギーであるが, 両者の数値を比較すると後者のほうが圧倒的に大きい。これは前者が界面/表面の自由エネルギー差であり塑性エネルギーやエネルギー散逸は含まないのに対し, 後者は材料のき裂進展で消費される全てのエネルギーを合算したパラメータだからである。

CZM でも local approach と continuum approach で破壊エネルギーの捉え方が異なる³⁾。純粋な界面要素として挿入される local approach での結合力要素は, 新生面を生成するのに必要なエネルギーのみを破壊エネルギーとして考える必要がある。これは, 塑性ひずみエネルギーはソリッド要素が請け負っているためであり, 両者を合わせると接着剤の G_C となる。一方で continuum approach では接着層で消費されるエネルギー全体, すなわち G_C を結合力要素の破壊エネルギーとして扱う。

3. 3 結合力・剛性・相対変位

TSL 初期の線形領域では剛性 K_i が傾きとなるため, $\delta_i < \delta_i^0$ では

$$\tau_i = K_i \delta_i \quad (3)$$

が成り立つ。結合力が最大値 τ^0 に達すると bilinear 型では損傷が開始し, trapezoidal 型では塑性が開始する。試験から求めることができる接着剤の材料物性は, バルク試験片を用いた引張試験による縦弾性係数や引張方向の降伏応力, 引張強度, 破断ひずみなど, Thick Adherend Shear Test (TAST) や Arcan 試験, ナプキンリング試験などによる横弾性係数やせん断方向の降伏応力, 破断ひずみなどが挙げられる。接着接合部では非常に薄い層が被着体に拘束された状態で変形するため, 拘束のないバルク材の試験とは状況が異なるが, 後述する TSL の直接測定法により材料試験による引張強度と接着接合部の最大結合力にそれほど大きい差はないことが明らかにされた³⁹⁻⁴⁴⁾。従って, 引張方向の最大結合力 τ_n^0 には引張強度や降伏応力を用いることが多い。また剛性や δ^s は τ^0 や G_C に比べ解析結果への影響が少ないことが明らかにされている^{21,45)}。よって continuum approach の場合, 引張方向の剛性 $K_n (= E_a/h_a)$ および δ_n^s も

縦弾性係数 E_a や破断伸びから決定することが多い。ここで、 h_a は接着厚さである。一方で local approach など結合力要素の厚さをゼロとして扱う場合、結合力要素の剛性は計算に支障がない範囲で大きくする必要があり⁴⁶⁾。また δ^0 は $\tau^0 = K\delta^0$ 、 δ^f は TSL の面積により自動的に決まるパラメータである。

3. 4 損傷変数

材料の損傷状態を理論的に解析する損傷力学では損傷変数 D を用いて材料の損傷の程度を非損傷状態 ($D = 0$) から破壊状態 ($D = 1$) まで示す⁴⁷⁾。損傷力学は連続体力学をベースにした構成式によって材料の力学状態を解析する理論であり CZM とは力学的な取り扱いが異なるが CZM でも損傷変数の概念を取り入れており、損傷発展中の TSL は損傷変数を用いて

$$\tau_i = (1 - D_i)K_i\delta_i \quad (4)$$

と与えられる。

D の物理的意味合いは損傷により発生した微小分布空隙の存在による荷重負担有効面積の減少と関連付けて解釈することができる⁴⁷⁾。損傷の増加が剛性低下や結合力の低下にどのように結びつくかを説明するために Fig. 7 に示す棒の例を用いて考える。断面積 A 、縦弾性係数 E_0 、長さ l の棒に外力 F を負荷したとき、 Δl 伸びて損傷変数が D になったとする(Fig. 7b)。損傷した状態での見かけの縦弾性係数を E とするとフックの法則より

$$\frac{F}{A} = E \frac{\Delta l}{l} \quad (5)$$

となる。次に、損傷した棒から仮想的に空隙を取り除く (Fig. 7c)。微小空隙の割合 (体積分率) が D となるため、除去後の断面積は $(1 - D)A$ になる。また、損傷を考えないため縦弾性係数は E_0 に戻る。よって

$$\frac{F}{(1-D)A} = E_0 \frac{\Delta l}{l} \quad (6)$$

となる。式(5)および(6)より損傷した状態での見かけの縦弾性係数は

$$E = (1 - D)E_0 \quad (7)$$

となり損傷変数を導入することで剛性の低下、更には結合力の低下が表現される。

Camanho らは bilinea 型での損傷変数について

$$D_i = \frac{\delta_i^f(\delta_i^{\max} - \delta_i^0)}{\delta_i^{\max}(\delta_i^f - \delta_i^0)} \quad (8)$$

を導入した¹⁴⁾。ここで、 δ_i^{\max} はそれまでの変形における最大相対変位である。現時点での相対変位ではなく最大相対変位を用いるのは除荷しても損傷は回復しないためである。Trapezoidal 型では塑性域 ($\delta_i^0 < \delta_i \leq \delta_i^s$) で

$$D_i = 1 - \frac{\delta_i^0}{\delta_i^{\max}} \quad (9)$$

結合力が低下する領域 ($\delta_i^s < \delta_i \leq \delta_i^f$) で

$$D_i = 1 - \frac{\delta_i^0(\delta_i^f - \delta_i^{\max})}{\delta_i^{\max}(\delta_i^f - \delta_i^s)} \quad (10)$$

となる²⁷⁾。式(9)を式(4)に代入すると塑性域では $\tau = \tau^0$ で一定となることが分かる。

3. 5 混合モード

構造体に荷重が負荷されると内部では複雑な応力状態となるため、混合モード下 (Fig. 8) での最大結合力や破壊エネルギーの関係 (モード I からモード II までの変化) を定義する必要がある。様々な負荷比率での関係則は単軸負荷での接合強度やそれぞれのモードでの破壊エネルギーから推定する方法が一般的である。その際によく用いられる関係式が

$$\left(\frac{x}{A}\right)^\alpha + \left(\frac{y}{B}\right)^\alpha = 1 \quad (11)$$

であり、 $\alpha = 1$ のときは直線、 $\alpha = 2$ のときは楕円となる (Fig. 9)。接着剤の場合、強度^{48,49)}は $1 \leq \alpha \leq 2$ 、破壊エネルギー⁵⁰⁻⁵³⁾は $0.5 \leq \alpha \leq 2$ に近い実験結果が報告されている。CZM の解析では、最大結合力は $\alpha = 2$ 、破壊エネルギーは $\alpha = 1$ 、すなわち

$$\left(\frac{\langle \tau_n \rangle}{\tau_n^0}\right)^2 + \left(\frac{\tau_s}{\tau_s^0}\right)^2 = 1 \quad (12)$$

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad (13)$$

と定義されることが多い。ここで、 $\langle x \rangle$ は Macauley の括弧であり、 $x \geq 0$ で x 、 $x < 0$ で0を意味する。すなわち、圧縮時はせん断負荷のみで損傷開始を判断する。また、破壊エネルギーは Benzeggagh-Kenane law⁵⁴⁾

$$G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_I + G_{II}}\right)^\eta = G_C \quad (14)$$

が用いられることもある。ここで、 η は材料パラメータである。混合モード下での有効相対変位 δ_m は

$$\delta_m = \sqrt{\delta_s^2 + \langle \delta_n \rangle^2} \quad (15)$$

と定義されるので、モード I, II において最大結合力となる点での相対変位を $\delta_I^0, \delta_{II}^0$ とし、

$$\beta = \frac{\delta_s}{\delta_n} \quad (16)$$

を用いると式(3),(12),(15),(16)より

$$\delta_m^0 = \delta_I^0 \delta_{II}^0 \sqrt{\frac{1+\beta^2}{(\delta_{II}^0)^2 + (\beta \delta_I^0)^2}} \quad (17)$$

となる²⁷⁾。

3. 6 結合力-相対変位関係の直接測定

材料試験などから TSL のパラメータを個別に決定する方法を示してきたが、全てのパラメータ取得には複数の実験を行う必要がある。実際の破壊過程から TSL を直接測定できれば、全てのパラメータを一度に決定でき、パラメータ同定プロセスが簡略化できる。また、実際の TSL 形状を把握することで近似形状が適切か判断することもできる。TSL の直接測定法はコンクリートの CT (コンパクトテンション) 試験で提案された⁵⁵⁾。CT 試験片を用いた J 積分の測定において、き裂開口量 δ も同時に計測すると

$$\tau(\delta) = \frac{\partial J(\delta)}{\partial \delta} \quad (18)$$

が成り立つことから TSL が直接求まる。接着剤の試験法への適用も理論的に検討され⁵⁶⁻⁵⁸⁾、DCB や ENF

試験において通常の破壊エネルギー測定と同時に開口変位を光学的手法などにより計測することで TSL を実験的に測定することが可能となった³⁹⁻⁴³⁾。その結果、DCB 試験では被着体の厚さによって TSL の形状が変化すること⁵⁹⁾や接着厚さが最大結合力や破壊エネルギーに影響を及ぼすこと⁶⁰⁻⁶³⁾が明らかにされた。また、Arcan 試験で測定した J 値でも接着剤の TSL が直接求められている⁴⁴⁾。

4. CZM でのシミュレーション

4. 1 メッシュサイズ

FEM 解析では予測精度やパラメータ値がメッシュサイズ (要素サイズ) に依存する場合もあるが、CZM ではパラメータ値にサイズ依存性はなく、要素の大きさが接着厚さと同等か数倍程度までの場合に予測精度への影響もほとんどない^{46,64,65)}。しかしながら、要素が粗くなるとメッシュサイズの影響が表れ始め、入力した破壊エネルギーよりも大きなエネルギーがき裂進展に必要となり、き裂進展が遅くなるなど正しい解析ができなくなる⁴⁶⁾。そのため、要素を粗くする場合でもプロセスゾーン (損傷部の塑性域長さ) の半分から 1/4 以下のサイズが好ましいとされる⁶⁶⁾。メッシュサイズを小さく出来ない場合や計算を軽くするためにメッシュサイズを大きくしたい場合には、最大結合力を小さくすることで破壊エネルギーが入力値を上回る現象を回避できるが、これはプロセスゾーンの拡大でメッシュサイズの影響を低減できるためである⁶⁶⁾。しかしながら、TSL 形状を変えてメッシュサイズの影響を低減する手法ではき裂近傍の応力場が変化してしまうため、被着体の塑性変形などを正しく計算できなくなる。従って、特別な理由がない限りメッシュサイズを適切に調整することで正しい解析結果を得られるように努力することが望ましい。

4. 2 パラメータの最適化

各種試験から同定したパラメータ値でも実用に耐え得る精度で解析できることが自動車の車体構造を模した HAT 部材のシミュレーションでも報告されているが⁶⁷⁾、破壊エネルギーと最大結合力はき裂進展開始時の荷重や荷重変位曲線に影響を及ぼすことも知られている²⁵⁾。DCB 試験を continuum approach の bilinear 型 CZM を用いて解析した場合に最大結合力と破壊エネルギーが荷重変位曲線に及ぼす影響の一例を Fig. 10 に示す。破壊エネルギーが等しい場合は最大結合力の影響がき裂進展開始前に見られる。これは τ^0 が低いほどき裂が進展する前にプロセスゾーンがより大きく形成されるためであり、荷重の低下とき裂進展開始の遅れが生じる。この解析条件では $\tau^0=40\text{MPa}$ から 10MPa にすることで同じ開口変位のとき約 16mm き裂長さに差が生じた (Fig. 10a)。 $\tau^0=40\text{MPa}$ のとき $|\Delta|=16.4\text{mm}$ 、 $\tau^0=10\text{MPa}$ のとき $|\Delta|=32.8\text{mm}$ と CBT よりき裂補正項が求まるので、き裂長さの差は塑性域の増加とほぼ対応していると言える。一方で破壊エネルギーは等しいため、き裂進展中の荷重変位曲線は最大結合力に関わらず理論解にほぼ一致する。また破壊エネルギーが大きい場合もき裂進展開始時の最大荷重が増加するが、これは荷重変位曲線の理論曲線が上側にシフトした影響による。

以上のように解析結果がパラメータ値の影響を受けるため、強度の正確な予測など高精度な解析を目的とする場合にはパラメータの最適化が必要である。最適化手法としては、実験結果と解析結果の差が小さくなるようにパラメータ値の最適化を行う逆推定法の試みなどが行われている^{68,69)}。近年ではパラメータ最適化を自動で行う最適化ツールも登場している。近い将来、パラメータ取得のための様々な実験を実施することは時代遅れになり、解析対象の実験結果に合うパラメータを最適化ツールによって自動

取得する手法が主流になるかもしれない。

4. 3 任意の接合部形状への対応

高精度な解析のためにパラメータを最適化したとしても、他の接合部形状や接着厚さの異なる継手へのパラメータ転用は解析精度の低下を招く。しかしながら、すべての条件に対してパラメータを取得しようとする試験数が膨大になってしまい非効率的である。そのため著者らは、延性接着剤用連続体損傷モデルの1つである TAPO モデル(Toughened Adhesive Polymer model)を用いて CZM のパラメータを取得する方法を自動車技術会構造強度部門委員会「接着剤破断予測ワーキンググループ」の成果として提案した⁷⁰⁾。まず初めに、損傷モデルの解析で必要となる接着剤のパラメータを実験から求める。次に、損傷モデルを用いて様々な接合部形状の試験を解析する。その解析結果を基にそれぞれの形状・接着厚さに対する CZM のパラメータを最適化すれば、実際の実験回数を減らしながら各形状に最適なパラメータ値を取得することができる。

損傷モデルによる FEM は計算コストが高く、大規模解析には好まれないが、試験片レベルの解析では高精度に計算できる。一方で、CZM はメッシュが厚さ方向に1層のみであるため、き裂の発生に重要な厚さ方向の応力分布、例えばエッジ部分での応力集中による界面近傍での塑性変形の発生は表現できないなど接着層を簡易化したことによる影響が存在する。従って、同じ接着剤でも接着厚さや形状といった条件が変わる度にパラメータの調整が必要となる。つまり、CZM は万能な解析手法ではないことを理解しておく必要がある。

損傷モデルを用いた数値解析での仮想実験結果から様々な接合部形状における CZM のパラメータ最適化を行い、大規模な構造解析にはそれぞれの部位に適したパラメータを用いて CZM による解析を行えば、CZM の弱点を補いつつ計算コストも抑えて高精度な解析を実施することも可能になるであろう。

4. 4 TSL 形状の影響

パラメータを最適化しても実験結果に沿わない場合、解析に用いた TSL の近似形状や混合負荷時の関係式が適切でないことが考えられる。Bilinear 型と trapezoidal 型やその他形状を比較すると、モード I のき裂進展を伴う DCB 試験ではそれほど TSL 形状の影響が見られないものの⁷¹⁾、モード II の ENF 試験やせん断強度では TSL 形状による差が現れ始め^{72,73)}、突合せ継手の引張試験では脆性的な接着剤と延性的な接着剤で TSL 形状の違いが顕著に表れる⁷⁴⁾。従って、解析対象の接合部がどのような負荷を受けるか、どのような特徴の接着剤かによって適切な TSL 形状を選択する必要がある。一方で、結合力要素の関係則に関する作業はユーザーサブルーチンの変更など専門性が求められることも多く、TSL 形状の最適化は未だ研究レベルの課題と言える。

4. 5 速度依存性

CZM は陽解法の解析にも適用できるため、衝突解析などへの応用も期待できる。しかし接着剤は粘弾性体であり、ひずみ速度によって物性が変化する。試験速度の増加とともに強度は増加することが多いが⁴⁹⁾、破壊じん性は接着剤の種類によって増加するものから減少するものまで様々である⁷⁵⁾。高速負荷試験で物性値を測定し陽解法による動的解析を実施すれば、衝撃負荷時の接合強度が得られる⁷⁶⁾。更に、最大結合力・破壊エネルギーをひずみ速度の関数として表現すれば、ひずみ速度とともに形状が変化する

る TSL も定義できる。このような結合力要素は LS-DYNA の MAT169 (MAT ARUP ADHESIVE)や MAT240 (MAT COHESIVE MIXED MODE ELASTOPLASTIC RATE)など複数のモデルが既に存在しており、自動車部材の衝突解析などに適用されている⁷⁷⁾。May らは Abaqus/Explicit に MAT169 同等のモデルを組み込み⁷⁸⁾、さらに損傷中の速度依存性も表現することで⁷⁹⁾、解析の高精度化を実現した。接着剤によりパラメータの速度依存性は様々であり、パラメータの取得方法にも TSL の速度依存モデルにも課題は多いが、適切に TSL をモデル化できれば解析可能であることは示されており、今後の接着接合部衝突解析の発展が期待される。

5. おわりに

登場から 40 年以上が経ち、接着接合部の数値解析にも用いられることが多くなった Cohesive Zone Model について、結合力-相対変位関係の特徴や重要となるパラメータを中心に解説した。CZM による FEM 解析では、パラメータの値を入力することで簡単にき裂の進展や強度を解析することができる。材料試験や破壊じん性試験からパラメータを取得する必要があるが、少ないパラメータ数で実験結果とよい一致を示すのが CZM の優れた点である。一方で、誤ったパラメータの値を入力しても解が出てくるため、結果を鵜呑みにせず、その整合性を正しく判断できる目を養う必要があるのも事実である。そのためには、それぞれのパラメータの役割やどのような影響を及ぼすパラメータであるのかを正しく理解しておくことが重要である。本稿がその一助になれば幸いである。

文献

- 1) 改訂 材料強度学, 社団法人 日本材料学会, 2005
- 2) A. Hillerborg, M. Mod er, P.E. Peterson, *Cement Concrete Res.*, **6**, 773 (1976).
- 3) “Advances in Numerical Modeling of Adhesive Joints”, L.F.M. da Silva, R.D.S.G. Campilho, Springer, 2012.
- 4) J.A. Pascoe, R.C. Alderliesten, R. Benedictus, *Eng. Fract. Mech.*, **112-113**, 72 (2013).
- 5) M.D.M. Gift, P. Selvakumar, S.J. Alexis, *Mech. Eng.*, **55**, 12760 (2013).
- 6) A. Yoshimura, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **50**, 179 (2014). (吉村彰記, 日本接着学会誌)
- 7) Y. Kouno, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **54**, 435 (2018). (河野洋輔, 日本接着学会誌)
- 8) L.D.C. Ramalho, R.D.S.G. Campilho, J. Belinha, L.F.M. da Silva, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **96**, 102451 (2020).
- 9) R.D.S.G. Campilho, M.D. Banea, A.M.G. Pinto, L.M.F. da Silva, A.M.P. de Jesus, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **31**, 363 (2011).
- 10) N.Abe, Y.Sekiguchi, C. Sato, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **54**, 358 (2018). (阿部徳秀, 関口悠, 佐藤千明, 日本接着学会誌)
- 11) R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, J.J.M.S. Domingues, *Compos. Sci. Technol.*, **65**, 1948 (2005).
- 12) D.C. O’Mahoney, K.B. Katnam, N.P. O’Dowd, C.T. McCarthy, T.M. Young, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **40**, 168 (2013).
- 13) A. Mubashar, I.A. Ashcroft, A.D. Crocombe, *J. Adhesion*, **90**, 682 (2014).

- 14) P.P. Camanho, C.G. Dávila, NASA/TM-2002-211737 (2002).
- 15) I.S. Floros, K.I. Tserpes, T. Löbel, *Compos. Part B*, **78**, 459 (2015).
- 16) A. Guilpin, G. Franciere, L. Barton, M. Blacklock, M. Birkett, *Polymers*, **11**, 1531 (2019).
- 17) V. Tvergaard, J.W. Hutchinson, *J. Mech. Phys. Solids*, **40**, 1377 (1992).
- 18) V. Tvergaard, J.W. Hutchinson, *J. Mech. Phys. Solids*, **41**, 1119 (1993).
- 19) V. Tvergaard, J.W. Hutchinson, *Phil. Magazine A*, **70**, 641 (1994).
- 20) V. Tvergaard, J.W. Hutchinson, *J. Mech. Phys. Solids*, **44**, 789 (1996).
- 21) Q.D. Yang, M.D. Thouless, S.M. Ward, *J. Mech. Phys. Solids*, **47**, 1337 (1999).
- 22) Q.D. Yang, M.D. Thouless, S.M. Ward, *J. Adhesion*, **72**, 115 (2000).
- 23) Q.D. Yang, M.D. Thouless, S.M. Ward, *Int. J. Solids Struct.*, **38**, 3251 (2001).
- 24) Q.D. Yang, M.D. Thouless, *Int. J. Fract.*, **110**, 175 (2001).
- 25) M.N. Cavalli, M.D. Thouless, *J. Adhesion*, **76**, 75 (2001).
- 26) M.F.S.F. de Moura, J.P.M. Gonçalves, J.A.G. Chousal, R.D.S.G. Campilho, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **28**, 419 (2008).
- 27) R.D.S.G. Campilho, M.D.S.D. de Moura, J.J.M.S. Domingues, *Int. J. Solids Struct.*, **45**, 1497 (2008).
- 28) K.N. Anyfantis, *Compos. Struct.*, **94**, 2632 (2012).
- 29) K.N. Anyfantis, N.G. Tsouvalis, *Int. J. Solids Struct.*, **49**, 213 (2012).
- 30) K.N. Anyfantis, N.G. Tsouvalis, *Compos. Struct.*, **96**, 858 (2013).
- 31) K.N. Anyfantis, N.G. Tsouvalis, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **41**, 41 (2013).
- 32) A.M.G. Pinto, A.G. Magalhães, R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, A.P.M. Baptista, *J. Adhesion*, **85**, 351 (2009).
- 33) A. Needleman, *J. Appl. Mech.*, **54**, 525 (1987).
- 34) F. Ma, K. Kishimoto, *JSME Int. J., Ser. A*, **39**, 496 (1996).
- 35) 大宮正毅, 岸本喜久雄, 渋谷壽一, 日本機械学会論文集 (A編), **66**, 532 (2000).
- 36) K. Park, G.H. Paulino, J.R. Roesler, *J. Mech. Phys. Solids*, **57**, 891 (2009).
- 37) X.P. Xu, A. Needleman, *J. Mech. Phys. Solids*, **42**, 1397 (1994).
- 38) Y. Sekiguchi, A. Hayashi, C. Sato, *J. Adhesion*, **96**, 647 (2020).
- 39) B.F. Sørensen, *Acta Mater.*, **50**, 1053 (2002).
- 40) B.F. Sørensen, T.K. Jacobsen, *Eng. Fract. Mech.*, **70**, 1841 (2003).
- 41) T. Andersson, U. Stigh, *Int. J. Solids Struct.*, **41**, 413 (2004).
- 42) A. Biel, U. Stigh, *Int. J. Fract.*, **165**, 93 (2010).
- 43) K. Leffler, K.S. Alfredsson, U. Stigh, *Int. J. Solids Struct.*, **44**, 530 (2007).
- 44) M. Imanaka, M. Omiya, N. Taguchi, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **55**, 130 (2019). (今中誠, 大宮正毅, 田口敬章, 日本接着学会誌)
- 45) R.J.B. Rocha, R.D.S.G. Campilho, *J. Adhesion*, **94**, 562 (2018).
- 46) J.P.M. Gonçalves, M.F.S.F. de Moura, P.M.S.T. de Castro, A.T. Marques, *Eng. Comput.*, **17**, 28 (2000).

- 47) 連続体損傷力学 損傷・破壊解析の連続体力学的方法, 村上澄男, 森北出版, 2008.
- 48) M. Lee, E. Yeo, M. Blacklock, M. Janardhana, S. Feih, C. H. Wang, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **58**, 44 (2015).
- 49) S. Murakami, Y. Sekiguchi, C. Sato, E. Yokoi, T. Furusawa, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **67**, 86 (2016).
- 50) K. Shimamoto, Y. Sekiguchi, C. Sato, *Int. J. Solids Struct.*, **102-103**, 120 (2016).
- 51) M.A.S. Santos, R.D.S.G. Campilho, *Int. J. Fract.*, **207**, 55 (2017).
- 52) M. Costa, R. Carbas, E. Marques, G. Viana, L.F.M. da Silva, *Theor. Appl. Fract. Mech.*, **91**, 94 (2017).
- 53) F.A.A. Nunes, R.D.S.G. Campilho, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **85**, 58 (2018).
- 54) M.L. Benzeggagh, M. Kenane, *Compos. Sci. Technol.*, **56**, 439 (1996).
- 55) V.C. Li, C.M. Chan, C.K.Y. Leung, *Cement Concrete Res.*, **17**, 441 (1987).
- 56) P. Olsson, U. Stigh, *Int. J. Fract.*, **41**, R71 (1989).
- 57) Z. Suo, G. Bao, B. Fan, *J. Mech. Phys. Solids*, **40**, 1 (1992).
- 58) A. Biel, U. Stigh, *Eng. Fract. Mech.*, **75**, 2968 (2008).
- 59) T. Andersson, A. Biel, *Int. J. Fract.*, **141**, 227 (2006).
- 60) T. Carlberger, U. Stigh, *J. Adhesion*, **86**, 816 (2010).
- 61) G. Ji, Z. Ouyang, G. Li, S. Ibekwe, S.S. Pang, *Int. J. Solids Struct.*, **47**, 2445 (2010).
- 62) G. Ji, Z. Ouyang, G. Li, *Exp. Mech.*, **52**, 481 (2012).
- 63) R.D.S.G. Campilho, D.C. Moura, M.D. Banea, L.F.M. da Silva, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **57**, 125 (2015).
- 64) D. Álvarez, B.R.K. Blackman, F.J. Guild, A.J. Kinloch, *Eng. Fract. Mech.*, **115**, 73 (2014).
- 65) G. Li, C. Li, *Compos. Part B*, **69**, 359 (2015).
- 66) A. Turon, C.G. Dávila, P.P. Camanho, J. Costa, *Eng. Fract. Mech.*, **74**, 1665 (2007).
- 67) 伊原涼平, 巽明彦, 内藤純也, 神戸製鋼技報, 69, 82 (2019).
- 68) M.J. Lee, T.M. Cho, W.S. Kim, B.C. Lee, J.J. Lee, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **30**, 322 (2010).
- 69) J.C.S. Azevedo, R.D.S.G. Campilho, F.J.G. da Silva, T.M.S. Faneco, R.M. Lopes, *Theor. Appl. Fract. Mech.*, **80**, 143 (2015).
- 70) 堀内伸, 関口悠, 石橋慶輝ら, 公益社団法人自動車技術会 2019年秋季大会学術講演会講演予稿集, 20196184 (2019).
- 71) R.L. Fernandes, R.D.S.G. Campilho, *J. Adhesion*, **93**, 57 (2017)
- 72) R.D.S.G. Campilho, M.D. Banea, J.A.B.P. Neto, L.F.M. da Silva, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **44**, 48 (2013).
- 73) R.L. Fernandes, R.D.S.G. Campilho, *J. Adhesion*, **95**, 325 (2019).
- 74) J. Zhang, J. Wang, Z. Yuan, H. Jia, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **85**, 37 (2018).
- 75) Y. Sekiguchi, Y. Yamagata, C. Sato, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **53**, 330 (2017).
- 76) J.J.M. Machado, P.D.P. Nunes, E.A.S. Marques, L.M.F. da Silva, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **96**, 102501 (2020).

- 77) S. Marzi, O. Hesebeck, M. Brede, F. Kleiner, *Proceeding of 7th European LS-DYNA Conference, Salzburg* (2009).
- 78) M. May, H. Voß, S. Hiermaier, *Int. J. Adhesion Adhesives*, **49**, 7, (2014).
- 79) M. May, O. Hesebeck, S. Marzi, W. Böhme, J. Lienhard, S. Kilchert, M. Brede, S. Hiermaier, *Eng. Fract. Mech.*, **133**, 112 (2015).

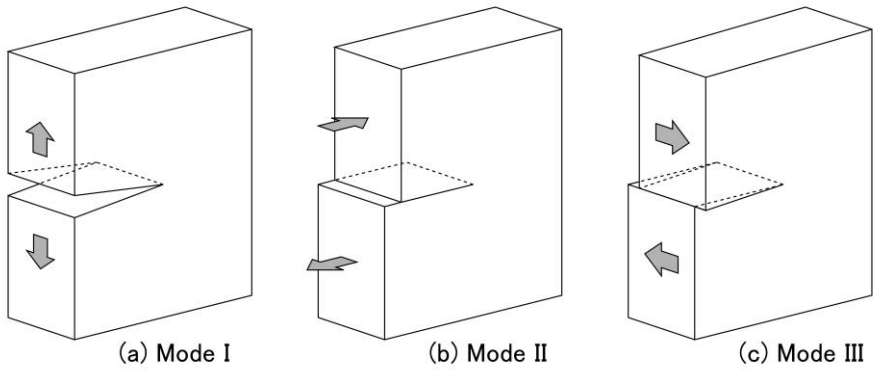


Fig. 1 Crack opening modes (a) mode I: opening, (b) mode II: in-plane shear, and (c) mode III: out-of-plane shear.

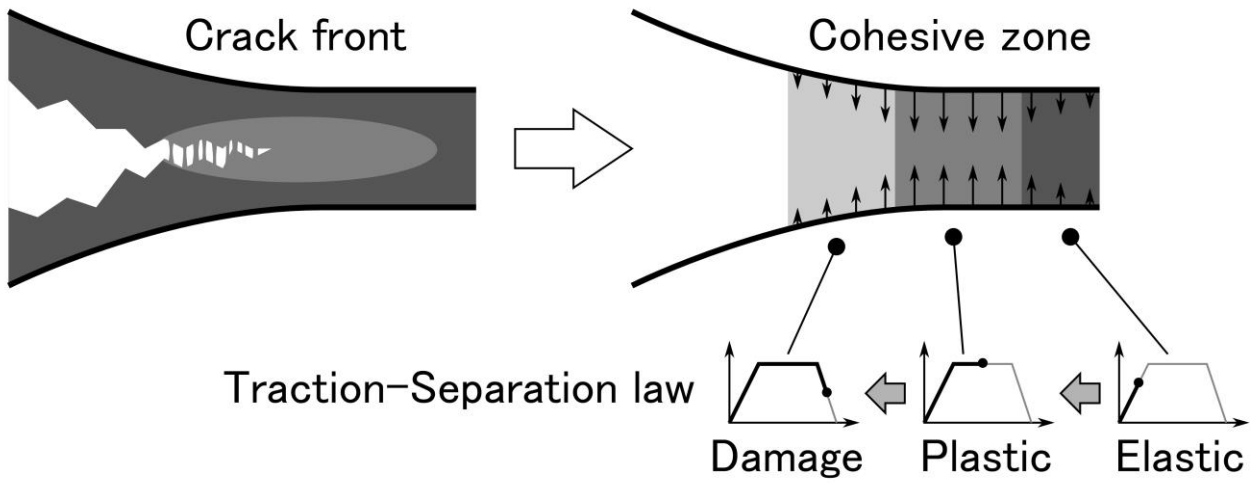


Fig. 2 Schematic illustration of modeling of the cohesive zone at the crack front.

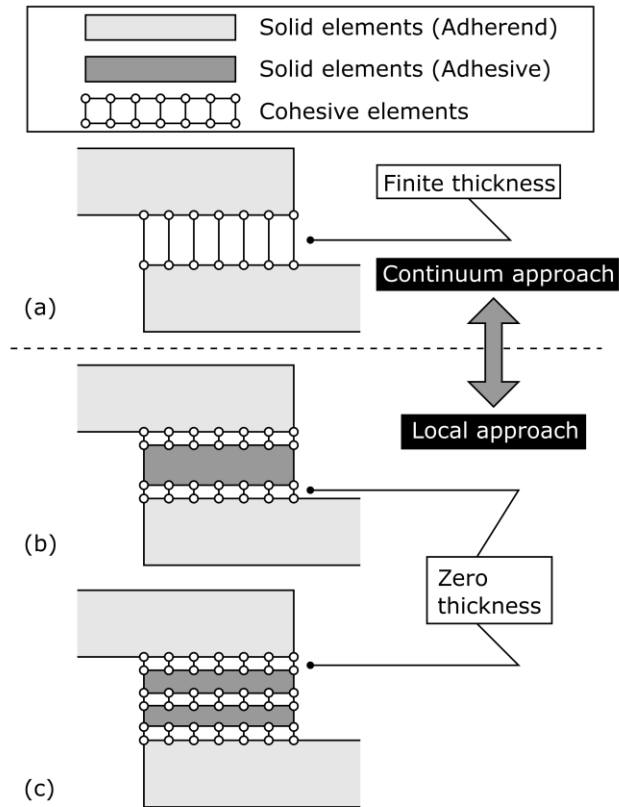


Fig. 3 Cohesive element in the adhesive joint (a) with the continuum approach replacing the adhesive layer to the cohesive element, and (b) and (c) with the local approach inserting the cohesive element at the interface.

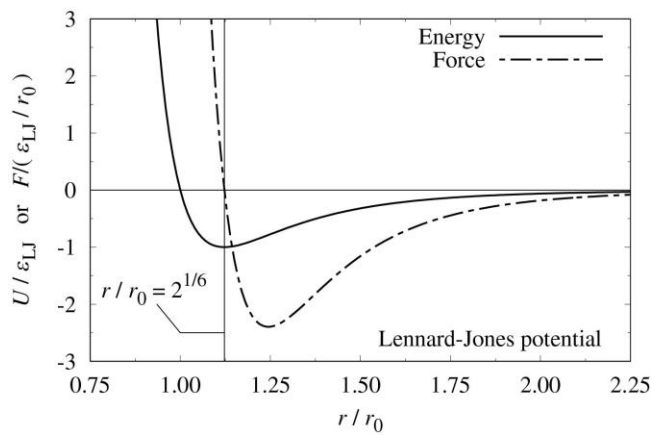


Fig. 4 Lennard-Jones potential with energy and force curves.

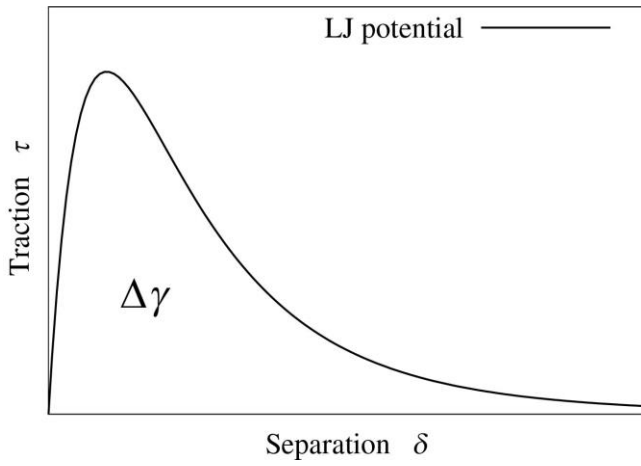


Fig. 5 Traction-separation law based on Lennard-Jones potential.

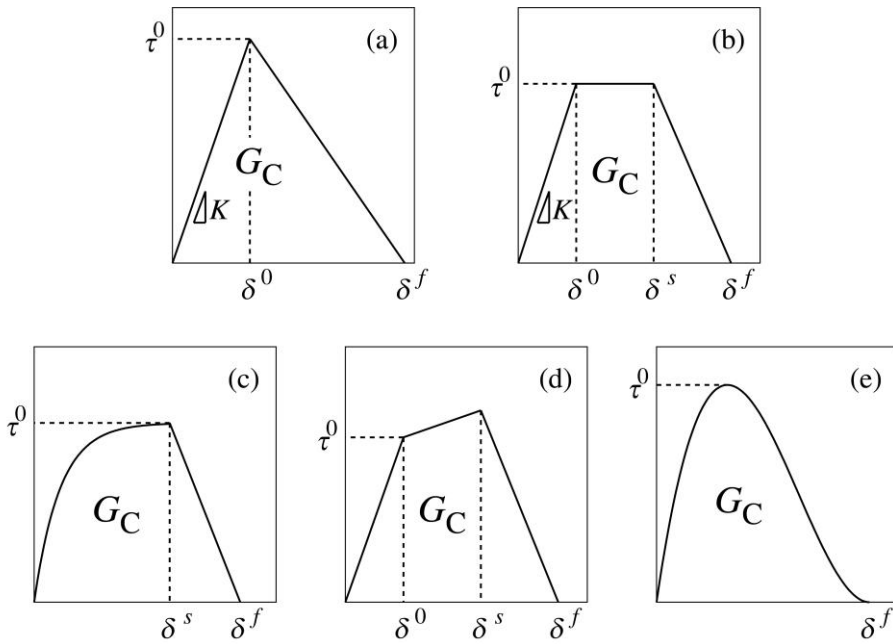


Fig. 6 Examples of traction-separation shape: (a) bilinear [triangular], (b) trapezoidal, (c) exponential-linear, (d) irregular trapezoidal with an increasing stress plateau, and (e) potential-based shapes.

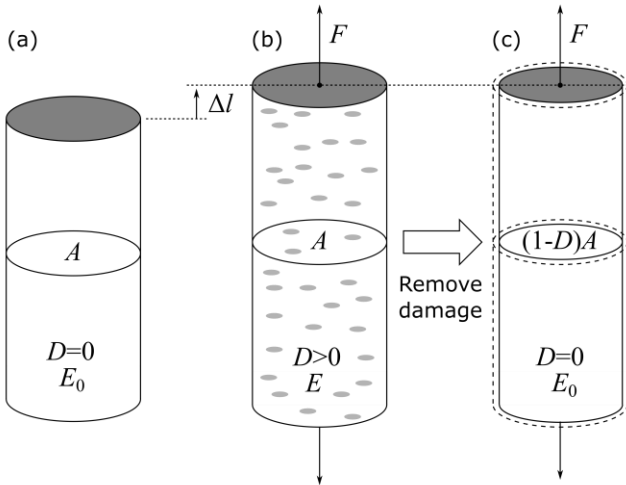


Fig. 7 Schematics of deformation and damage of a bar.

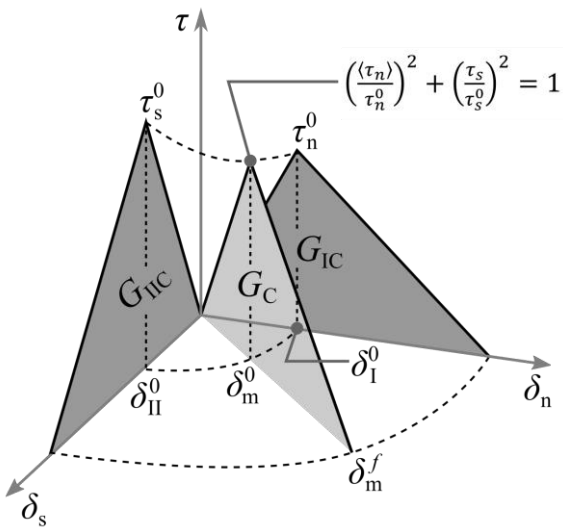


Fig. 8 A schematic of mixed mode cohesive model in the bilinear type traction-separation law.

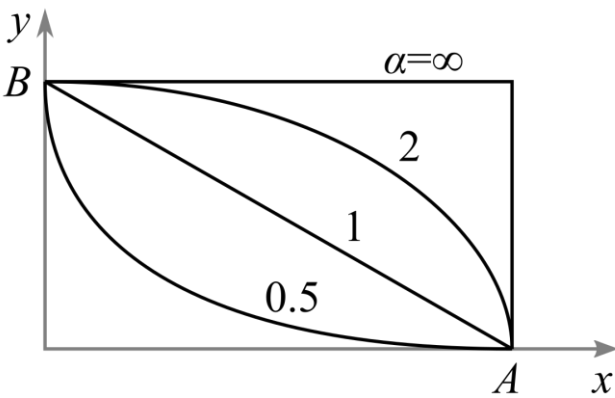


Fig. 9 Schematics of $(x/A)^\alpha + (y/B)^\alpha = 1$ for several α values.

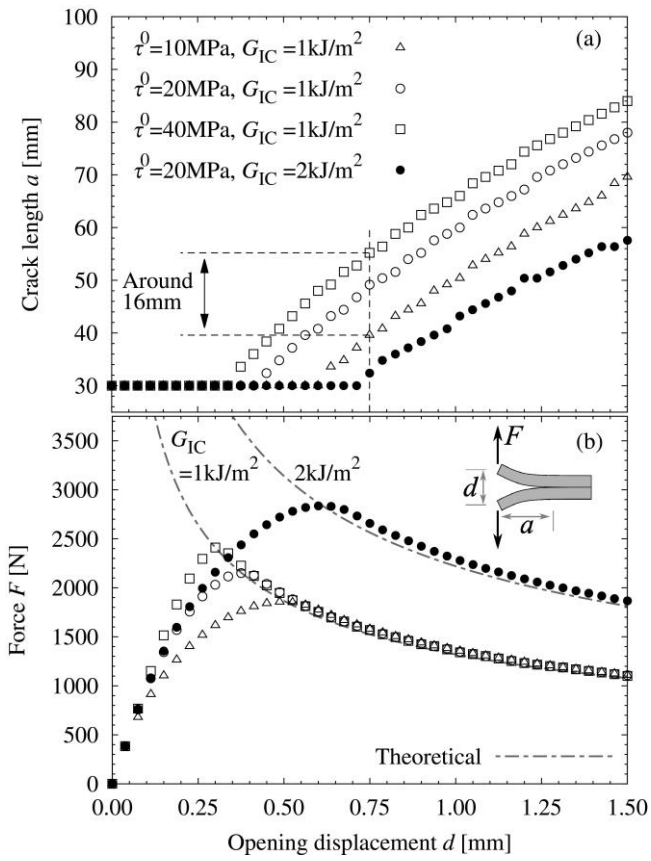


Fig. 10 Examples of the parametric effect on DCB force–displacement relationship with the continuum approach CZM analysis.

⟨Review Paper⟩

Cohesive Zone Model (CZM) for numerical analysis: A Review

Yu Sekiguchi

Tokyo Institute of Technology, Institute of Innovative Research

4259 Nagatsuta-cho, Midori-ku, Yokohama 226-8503, Japan

Abstract

In recent years, the importance of numerical analysis of adhesively bonded parts is increasing with increasing demand for adhesive joints. Cohesive zone model (CZM) is one of the promising methods to evaluate the crack propagation and strength prediction of the adhesive joints. Using the cohesive element in the finite element method (FEM), the fracture process of the adhesive layer can be numerically analyzed. However, a clear understanding of CZM parameters and the input of the appropriate values are essential to creating correct numerical models. In this paper, a traction-separation law was explained based on its physical mechanism. Then, the meaning of the CZM parameters and determination processes of them were explained. Additionally, recent researches of adhesively bonded joints using CZM analysis were reviewed.

Key words: finite element analysis (FEA), computer aided engineering (CAE), fracture mechanics, damage parameter, adhesive layer modelling