

2 体間ポテンシャルを用いた鋼コンクリート界面の数値モデル

A numerical model of steel-concrete interface with a pair potential

斉木 功*・田中 光**・戸塚 祐***・中島章典****・岩熊哲夫†

Isao SAIKI, Akira TANAKA, Yu TOZUKA, Akinori NAKAJIMA and Tetsuo IWAKUMA

*博士(工) 東北大学大学院工学研究科土木工学専攻(〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-06)

**修士(工) 株式会社日立東日本ソリューションズ(〒980-0014 仙台市青葉区本町 2-16-10)

***修士(工) 株式会社オオバ(〒153-0042 東京都目黒区青葉台 4-4-12-101)

****工学博士 宇都宮大学大学院工学研究部学際先端研究部門(〒321-8585 宇都宮市陽東 7-1-2)

†PhD 東北大学大学院工学研究科土木工学専攻(〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-06)

In order to maximize performance of hybrid structures, the guarantee of integration that is the bonding of interface between steel and concrete is one of the most important factors of design. The bonding is usually introduced by connectors, such as stud shear connectors. However, the mechanical properties of interface such as strength or shear stress-slip relation have not been sufficiently investigated. Hence the design of hybrid structures sometimes requires the experiments of connecting part, the development of reliable numerical methods that can take into account the mechanics of interface is needed. In this study, we propose a mechanical model of interface between steel and concrete utilizing the Lennard-Jones potential that is employed for molecular interaction for finite element contact analysis.

Key Words : *finite element contact analysis, interface between steel and concrete, Lennard-Jones potential, elasto-perfect plastic, bonding strength, friction*

1. はじめに

近年の社会情勢を反映し、社会基盤構造の新設にあたっては、維持管理も含めた経費を低く抑え、かつ高い性能を確保することが要求されている。このような状況を受け、設計体系自体も従来の仕様規定型の設計から性能照査型の設計へと変革を遂げようとしている。また、その成果も徐々に現れつつあり、異種材料を組み合わせることによって、相対的に低い費用で高い性能を得ようとする試みが行われ、これまでに見られなかった様々な複合構造が開発、実用化されるようになってきた。

このような複合構造が、その優れた力学特性を十分に発揮するためには、異種材料の一体化は必須の前提条件であり、設計において結合部の性能を保証することは最も重要な事項の一つである。複合構造を鋼とコンクリートによるものに限定すれば、現行の設計指針では、繊維シート巻きたて等の補強を除き、軸力・せん断力・曲げモーメント等の構造物の主たる内力を異種材料間で伝達する接合部においては、界面の一体化はずれ止め等による機械的作用により担保することとなっている¹⁾。この理由は、ずれ止めを設けることによって、異種材料間の応力伝達は主に支圧力によって行われ、その支圧力は脆性的な破壊を呈さないこと、また、ずれ止めの力学特性に関してはすでに多くの研究成果が存在することによる。これに対し、機械的作用以外の界面接線方向の応力伝達を考えると、付着力は界面の相対変位に伴い脆性的

に失われること、また、付着力や摩擦力によって発揮される異種材料界面の強度等の力学的特性や応力伝達機構に関する研究成果が十分でないことから、付着力や摩擦力は設計の際には考慮されていない。

しかしながら、異種材料界面において、付着力や摩擦力は現実には存在するため、積極的な活用をするしにかかわらず、これらの力学的特性を評価することは、設計の合理性を高めるためには重要である。例えば、非合成桁であっても、RC 床版と鋼桁はほぼ一体化しているとの報告は古くからなされている^{2),3)}。設計において、付着力を無視することは、多くの場合、安全側となるが、負曲げが生じる部位の鉄筋コンクリート床版など、危険側となる場合も存在することが指摘されている¹⁾。さらに、摩擦力は、高力ボルト摩擦継手として鋼部材同士の接合には古くから活用されており、鋼とコンクリートの接合における研究⁴⁾も行われている。

一方で、鉄筋とコンクリートの付着に関する研究は、鉄筋コンクリート構造の設計・解析における必要性から多くなされている。例えば、山尾ら⁵⁾は鉄筋の引き抜き試験を行い、コンクリート端から鉄筋径の 5 倍程度の位置では付着応力が低下しないことを報告している。島ら⁶⁾は、定着長や試験方法が局所的な付着応力におよぼす影響は大きく、特に鉄筋周辺の割裂ひび割れの影響が特に大きいことから、割裂ひび割れが生じない状態での鉄筋の引き抜き試験を行い、付着応力-すべり関係を提案している。また、異種材料の界面における付着

応力という観点では、鉄筋コンクリート構造物の補修等に用いられる FRP を接着剤でコンクリートに貼付した場合の付着強度に関する研究もなされている。例えば、Chajes et al.⁷⁾ は数種類の接着剤を用いて FRP シートとコンクリートを接着した際の付着強度と有効定着長を実験により計測している。

このような現状を受けて、園田ら⁸⁾ は鋼コンクリート界面のせん断付着強度を強化するために開発された突起付き鋼板について、その力学特性を引き抜きせん断試験により明らかにしている。また、中島ら^{9),10)} や猪股ら¹¹⁾ は突起のない通常の平鋼とコンクリートの界面に着目し、取り扱いの容易な小型の押し抜きせん断試験を開発し、支圧力の載荷方法、支圧力の大きさが界面に作用する付着力・摩擦力に及ぼす影響を調べた。その結果、鋼とコンクリート間のせん断力は、ずれ変位が 0.1mm 以下の小さい範囲で最大値に達し、ずれ変位が数 mm となる間に徐々に減少し、最終的には支圧力に比例するいわゆる Coulomb 摩擦力に漸近することが明らかにされた。

前述の通り、鋼とコンクリート界面の力学的特性に関する基礎的な研究成果は蓄積されつつあるが、界面において生じる付着剥離や摩擦接触はきわめて非線形性の高い現象であり、設計においてこれらを解析的に考慮することは困難である。さらに、複合構造の異種材料の接合部には一般的に多数のずれ止めが配置され、かつ、鋼コンクリート界面の形状も非常に複雑であり、それらを数値モデルで忠実に再現することも困難である。したがって、複合構造における重要な役割を果たす接合部の安全性を保証するためには模型実験をしなくてはならないことも多い。そのため、信頼性の高い接触解析手法の開発が望まれている。例えば、Lam and El-Lobody¹²⁾ は頭付きスタッドの荷重-ずれ変位関係を 3 次元有限要素解析によって求めているが、スタッドとコンクリートの界面は、経験的にスタッド前面を剛結し背面を二重節点とすることによって剥離を表現している。手嶋ら¹³⁾ は界面における付着・摩擦を無視し、相対変位を許す有限要素解析を試みているが、同報告では実際の付着・摩擦特性をモデル化することの重要性が述べられている。

そこで本研究では、複合構造物の非線形有限要素解析において重要となる界面の数値モデルを提案することを目的とした。特に、付着・剥離・支圧・摩擦・すべりといったメカニズムを表現でき、中島ら⁹⁾ の行ったようなせん断要素試験の計測結果を精度よく再現でき、非線形解析における繰り返し計算においても安定して解を求めることのできる界面の数値モデルの提案を試みる。

まず、剥離や摩擦接触といった現象を扱うための数値解析手法は、連続体に界面のモデルを導入した有限要素接触解析¹⁴⁾ と剛体ばねモデル¹⁵⁾ や不連続変形法、あるいは個別要素法などの離散モデルを用いる方法とに大別される¹⁶⁾。それぞれ一長一短があるが、ここで対象とし

ている複合構造においては、剥離などが生じる界面の場所は既知であると考えられ、単一の材料は一つの連続体として考えることが効率的であるため、本研究では前者の有限要素接触解析を採用することとした。

これまで著者らは、有限要素法をベースにした解析手法を用いて、完全弾塑性の付着モデルにより複合構造の接触解析を簡便に行う手法、および界面を含まない通常の有限要素モデルから、節点間接触解析に必要な界面のモデルを自動的に作成するアルゴリズムの構築を行った¹⁷⁾。完全弾塑性の付着・摩擦モデルは、固着から摩擦すべりへ移行する際に付着力がゼロとなるモデルであり、単純なため従来からよく用いられているが、すべりが生じた後も、付着力は徐々に小さくなるという実験事実には整合しない。さらには、すべりへ移行した直後に大きな不釣合い力が生じ、つり合い経路の追跡が困難になることがある。そこで、本論文では、最大荷重後も急激に荷重が低下しないモデルとして、分子動力学の分野で分子間力を表すモデルとして用いられている粒子間ポテンシャルを付着・摩擦モデルに導入し、鋼とコンクリート界面の付着特性を精度良く再現できる有限要素接触解析手法の開発を試みた。次いで、本手法により、界面の付着力・摩擦力評価のための押し抜き試験の解析を行い、モデルのパラメータや要素寸法が解析結果に及ぼす影響を考察した。

2. 接触解析

自動車の衝突解析などに用いられている一般的な接触解析では、接触点の探査および接触点における大きな相対変位を取り扱う必要がある。それに対して、複合構造における異種材料界面はあらかじめ把握することが可能であり、かつ、界面における摩擦すべりの相対変位は構造物の大きさに比較して非常に小さい。したがって、本研究における接触解析には、計算負荷が小さくアルゴリズムも比較的単純な節点間接触を採用した。

接触解析には、Lagrange 未定乗数法や penalty 法をはじめ、様々な定式化の方法があるが、本研究では新たな自由度の導入を必要としない penalty 法により定式化を行った。これにより、物体間に生じる接触力は接触節点間を結ぶ剛な penalty ばねにより伝達される。摩擦すべりに関しては後に詳しく述べるが、塑性としてモデル化し、penalty ばねとあわせて弾塑性ばねとしてモデル化し、陰的解法である return mapping 法により接触力の積分を行う。

2.1 節点間接触

図-1 に示されるような 1 組の接触節点ペア i に関して、幾何学的拘束条件は

$$g_{N_i} = (\mathbf{u}_i^2 - \mathbf{u}_i^1) \cdot \mathbf{n}_i^1 + g_i \geq 0 \quad (1)$$

となる。ここで、 $\mathbf{u}_i^1$ および $\mathbf{u}_i^2$ は、それぞれ接触ペア i

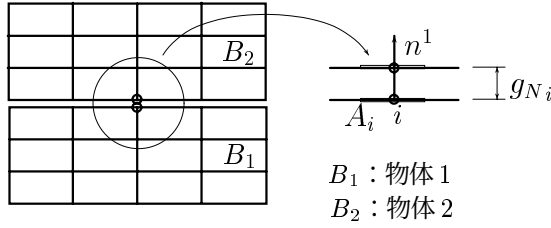


図-1 節点間接触の概念図

の物体1および2側の節点の変位ベクトル, n_i^1 は物体1の接触面の単位外向き法線ベクトル, g_i は接触ペアの初期距離である. 複合構造の界面を考えると, 通常は g_i はゼロとなる.

接触ペアにおいて接触力がなす仮想仕事は

$$\int_{\Gamma_c} \lambda_N \delta g_N d\Gamma \quad (2)$$

である. ここに, Γ_c は接触が生じている境界, λ_N は接触力である. penalty 法では接触力 λ_N を penalty 係数 ϵ_N により

$$\lambda_N = \epsilon_N g_N \quad (3)$$

と定義する. 接触力がなす仮想仕事を節点間接触を考慮して離散化し, 式 (1) を代入すると

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^{N_c} \lambda_{N_i} \delta g_{N_i} A_i \\ &= \sum_{i=1}^{N_c} \epsilon_N \{ (u_i^2 - u_i^1) \cdot n_i^1 \} \{ (\delta u_i^2 - \delta u_i^1) \cdot n_i^1 \} A_i \end{aligned} \quad (4)$$

となる. ここに, A_i は接触ペア i の接触面積である. これより, 接触ペアに関する接線剛性マトリクス K_i^{cP} は

$$K_i^{cP} = \epsilon_N A_i \begin{bmatrix} N_i & -N_i \\ -N_i & N_i \end{bmatrix} \quad (5)$$

となる. ここに,

$$N_i = n_i \otimes n_i \quad (6)$$

である.

2.2 界面の付着・摩擦モデル

完全弾塑性型の付着・摩擦モデルでは, 摩擦則には古典的 Coulomb 摩擦を, 界面に作用する付着は固着状態のときは一定の値をとり, すべりが生じた瞬間に完全に消失すると仮定している. 界面にすべりが生じる条件は, 界面の接線方向接触力が摩擦力と付着力の和に等しくなるとき, つまり

$$\phi = |f_t| - \mu |f_n| - \sigma_b A \quad (7)$$

がゼロとなるときである. ここで, f_t は界面の接線方向の接触力, f_n は法線方向の接触力, A は接触面積を表す. $\phi = 0$ が一度でも満たされると $\sigma_b = 0$ となる.

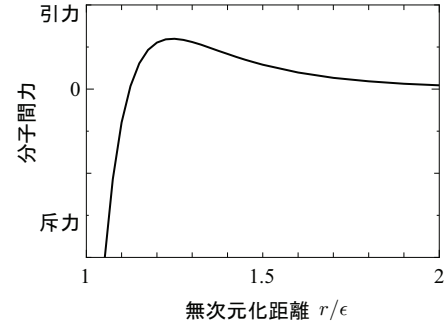


図-2 L-J ポテンシャルによる分子間力 - 分子間距離関係

一方, 実験結果より界面の付着力はすべりを生じた後も急激にゼロにならず, すべりの進行にしたがって滑らかに減少するものと考えられる. そのため, 本研究ではこのような力学特性を表すモデルとして, 分子動力学¹⁸⁾の分野で用いられる分子間力を表す2体間ポテンシャルのもっとも基本的なモデルの一つである Lennard-Jones ポテンシャル関数 (以後, L-J ポテンシャルと略す) を適用する. L-J ポテンシャル U は

$$U(r) = 4\epsilon \left\{ \left(\frac{\sigma}{r} \right)^{12} - \left(\frac{\sigma}{r} \right)^6 \right\} \quad (8)$$

により与えられる. ここに, r は分子間の距離, ϵ , σ はパラメータである. 分子間の相互作用である分子間力 f は, ポテンシャル U の r に関する導関数

$$f(r) = \frac{\partial U}{\partial r} = \frac{24\epsilon}{\sigma} \left\{ \left(\frac{\sigma}{r} \right)^7 - 2 \left(\frac{\sigma}{r} \right)^{13} \right\} \quad (9)$$

として与えられる. 分子間力と無次元化した分子間距離の関係を図-2に示す. このように, 分子間距離がある値よりも小さいときに斥力を及ぼし, ある値よりも大きいときは引力を及ぼす. 斥力は距離が小さくなるにしたがって無限大になるが, 引力は距離が大きくなるにしたがって最大値を取り, ゼロに漸近する.

前述の L-J ポテンシャルはトライボロジーの分野で滑らかな界面における付着接触の力学モデルとしてよく用いられている^{19),20)}. しかし, このような微視的なモデルを直接的に構造物の解析に適用することは事実上不可能である. ただし, 微視的なモデルから得られる巨視的な特性が微視モデルの特性と相似性を持っていると考えられること, および, 押し抜き試験で観察されるせん断力-ずれ変位関係が微視的なモデルと同様に最大荷重後に緩やかに減少することから, 本研究では, 図-2に示す分子間力の最大荷重後の荷重-距離関係を初期付着強度到達後のせん断応力-ずれ変位関係として用いることとした. これによると, 界面に作用する付着力 σ_b は

$$\sigma_b = 10.0 \sigma_{b0} \left\{ \left(\frac{B}{z} \right)^7 - 2 \left(\frac{B}{z} \right)^{13} \right\}, \quad z = \alpha + cB \quad (10)$$

と定義される. ここで, σ_{b0} は単位面積あたりの初期付着強度, B はずれ変位の長さの基準となるパラメー

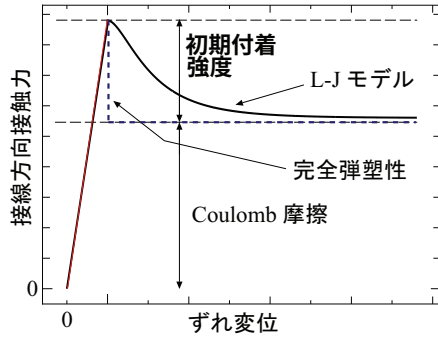


図-3 L-J モデルの接線方向接触力 - ずれ変位関係

タ、 α はずれ量の累積、 c は累積ずれ変位 α がゼロのときに付着力が最大となるように換算ずれ変位 z を平行移動させるための定数で、付着力が極大値となる条件式

$$26(1/c)^{14} - 7(1/c)^8 = 0 \quad (11)$$

の解 1.24445 である。さらに、ずれ量の累積がゼロのとき付着力が σ_{b0} となることから、式 (10) の括弧内が $(1/c)^7 - 2(1/c)^{13} = 0.0999$ となり、最終的に式 (10) の σ_{b0} の係数 $1/0.0999 = 10.0$ が決定される。

以下では、この L-J ポテンシャルと古典的 Coulomb 則をあわせたものを界面の付着・摩擦モデルとして用いる。L-J モデルと完全弾塑性モデルの界面の接線方向接触力とずれ変位の関係を図-3 に示す。固着状態ではずれ変位が非常に小さいので、見やすくするために実際よりも勾配を緩やかにした。L-J モデルの接触力はずれが大きくなるにしたがって、Coulomb 摩擦に漸近していく。

2.3 古典的塑性論による接触問題の定式化

静止摩擦係数を μ 、接触面に働く垂直抗力を f_n とすると、Coulomb 摩擦より最大静止摩擦力の大きさ $f_{\max}$ は

$$f_{\max} = \mu |f_n| \quad (12)$$

となる。接触している 2 節点の接触面接線方向の相対変位を u_t 、法線方向の相対変位を u_n とし、これらを

$$u_t = u_t^e + u_t^p, \quad u_n = u_n^e \quad (13)$$

と弾性および塑性部分に分解する。ただし、法線方向成分には塑性部分はないと考える。

接線、法線方向の接触の剛性 (penalty 係数) をそれぞれ k_t 、 k_n とすると、接線方向接触力 f_t 、および垂直抗力 f_n はそれぞれ

$$f_t = k_t u_t^e, \quad f_n = k_n u_n \quad (14)$$

と表せる。接線方向相対変位と接線方向相対変位の関係を弾塑性性とする、Coulomb 摩擦と付着により、降伏関数は

$$\phi = |f_t| - \mu |f_n| - \sigma_b(\alpha)A \quad (15)$$

となる。ここで、付着強度 σ_b はずれ量の累積 α の関数である。また、接触の条件から、 f_n は圧縮方向である。古典的塑性論にしたがい、塑性ポテンシャル ψ 、流れ則および α の発展則を

$$\psi = |f_t| \quad (16)$$

$$\dot{u}_t^p = \gamma \frac{\partial \psi}{\partial f_t} \quad (17)$$

$$\dot{\alpha} = \gamma \quad (18)$$

と仮定する。すると接線方向の相対変位の塑性成分 u_t^p は

$$\dot{u}_t^p = \gamma \frac{f_t}{|f_t|} = \gamma n \quad (19)$$

となる。ここに、 γ は整合パラメタ、 $n = f_t/|f_t|$ である。整合条件 $\gamma \dot{\phi} = 0$ より、塑性変形が生じず $\gamma = 0$ となるか、塑性変形が生じ $\gamma \neq 0$ のときは

$$\begin{aligned} 0 = \dot{\phi} &= \frac{\partial \phi}{\partial f_t} \dot{f}_t + \frac{\partial \phi}{\partial f_n} \dot{f}_n + \frac{\partial \phi}{\partial \alpha} \dot{\alpha} \\ &= \frac{f_t}{|f_t|} \dot{f}_t - \mu k_n \frac{f_n}{|f_n|} \dot{u}_n - \frac{\partial \sigma_b}{\partial \alpha} \gamma \\ &= k_t n (\dot{u}_t - \gamma n) - \mu k_n \frac{f_n}{|f_n|} \dot{u}_n - \frac{\partial \sigma_b}{\partial \alpha} \gamma \end{aligned} \quad (20)$$

となる。上式より

$$\gamma = n \cdot \dot{u}_t - \frac{k_n}{k_t} \mu \frac{f_n}{|f_n|} \dot{u}_n - \frac{\partial \sigma_b}{\partial \alpha} \gamma \quad (21)$$

となり、これを γ について解くことで、整合パラメタが決定される。求まった γ を式 (19) に代入することで相対変位の塑性部分 $\dot{u}_t^p$ が求められ、式 (14) より接触力が得られる。

2.4 接触力積分アルゴリズム

界面における接触力を return mapping 法により積分する方法を示す。i ステップの接触力から i+1 ステップの接触力を求める場合を考え、i+1 ステップにおける諸量とその弾性試行状態を

$$\begin{aligned} (u_t^p)_{i+1} &= (u_t^p)_i + \Delta \gamma \frac{\partial \psi}{\partial f_t} \\ (u_t^p)_{i+1}^{\text{trial}} &= (u_t^p)_i \\ (f_t)_{i+1} &= k_t \{(u_t)_{i+1} - (u_t^p)_{i+1}\} \\ (f_t)_{i+1}^{\text{trial}} &= k_t \{(u_t)_{i+1} - (u_t^p)_i\} \\ (f_n)_{i+1} &= (f_n)_{i+1}^{\text{trial}} = k_n (u_n)_{i+1} \end{aligned} \quad (22)$$

$$\begin{aligned} \alpha_{i+1} &= \Delta \gamma + \alpha_i \\ \alpha_{i+1}^{\text{trial}} &= \alpha_i \\ \phi_{i+1} &= |(f_t)_{i+1}| - \mu |(f_n)_{i+1}| - \sigma_b(\alpha_{i+1})A \\ \phi_{i+1}^{\text{trial}} &= |(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}| - \mu |(f_n)_{i+1}| - \sigma_b(\alpha_i)A \end{aligned}$$

と定義する。このとき、 $\phi_{i+1}^{\text{trial}} \leq 0$ なら試行状態は正解となり

$$(f_t)_{i+1} = (f_t)_{i+1}^{\text{trial}}, \quad (u_t^p)_{i+1} = (u_t^p)_{i+1}^{\text{trial}} \quad (23)$$

を得る。そうでなければ

$$\Delta \gamma > 0, \quad \phi_{i+1} = 0 \quad (24)$$

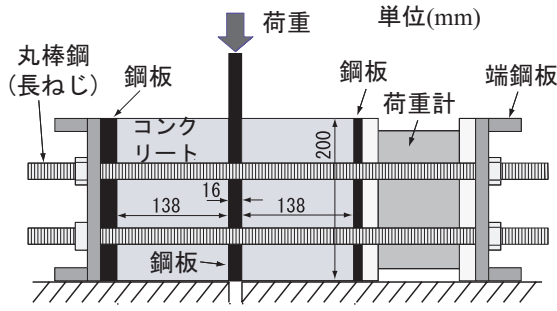


図-4 押し抜き試験体

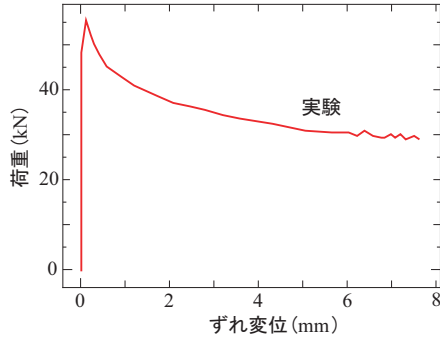


図-5 押し抜き試験結果

が成立する。ここで、 $(f_t)_{i+1}$ を $(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}$ と $\Delta\gamma$ により

$$\begin{aligned} (f_t)_{i+1} &= k_t \{ (u_t)_{i+1} - (u_t^p)_{i+1} \} \\ &= k_t \{ (u_t)_{i+1} - (u_t^p)_i \} \\ &\quad - k_t \{ (u_t^p)_{i+1} - (u_t^p)_i \} \\ &= (f_t)_{i+1}^{\text{trial}} - k_t \Delta\gamma \frac{(f_t)_{i+1}}{|(f_t)_{i+1}|} \end{aligned} \quad (25)$$

と表しておく。これより

$$|(f_t)_{i+1}| n_{i+1} + k_t \Delta\gamma n_{i+1} = |(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}| n_{i+1}^{\text{trial}} \quad (26)$$

となる。ここに

$$n_{i+1} = \frac{(f_t)_{i+1}}{|(f_t)_{i+1}|}, \quad n_{i+1}^{\text{trial}} = \frac{(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}}{|(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}|} \quad (27)$$

である。 $\Delta\gamma > 0$, $k_t > 0$ および式 (26) より

$$n_{i+1}^{\text{trial}} = n_{i+1} \quad (28)$$

を得る。整合条件より

$$\begin{aligned} 0 &= \phi_{i+1} = |(f_t)_{i+1}| - \mu |(f_n)_{i+1}| - \sigma_b (\alpha_i + \Delta\gamma) A \\ &= |(f_t)_{i+1}^{\text{trial}}| - k_t \Delta\gamma \\ &\quad - \mu |(f_n)_{i+1}| - \sigma_b (\alpha_i + \Delta\gamma) A \end{aligned} \quad (29)$$

となる。上式は非線形方程式なので、これを数値的に解くことで $\Delta\gamma$ が得られる。接触力は式 (25) より得られる。

3. 押し抜き試験の接触解析

本節では、2面せん断押し抜き試験⁹⁾を再現する接触解析を行い、実験結果との比較から、従来の完全弾塑性性と本研究で提案する L-J ポテンシャルに基づく付着・摩

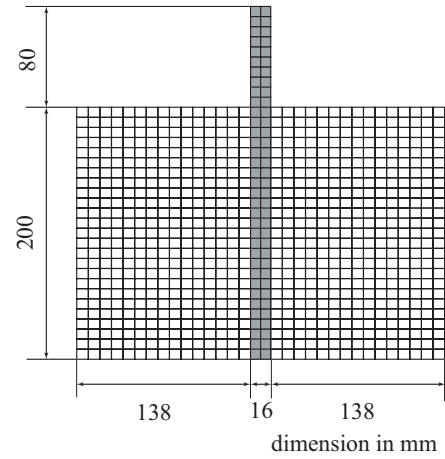


図-6 基本解析モデル

擦モデルの違い、およびそれらの解析パラメータが結果に及ぼす影響について考察する。

3.1 押し抜き試験の概要と解析モデル

図-4 に中島ら⁹⁾が行った押し抜き試験体の寸法を示す。同図において、濃いグレーの網掛けの部分が厚さ16mmの鋼板、その他の部分がコンクリートである。

実験では、試験体の両側面を4つの穴の開いた鋼板2枚ではさみ、その鋼板の穴に通した長ネジをナットで締めて、支圧力を与えている。支圧力はロードセルで測定し、その値をコンクリートと鋼板の接触面積で割ったものを支圧応力としている。この支圧応力が 1.0 N/mm^2 となるようにナットを調節し、支圧力を与えている。その後、鋼板の上部に下向きに荷重を加え、界面中央における鋼板とコンクリートのずれ変位を高感度変位計により計測している。代表的な荷重-ずれ変位関係を図-5に示す。以下では、ずれ変位が8mmのときの荷重を残留荷重と定義し、残留荷重は摩擦によって発揮される荷重、最大荷重と残留荷重の差は付着によって発揮される荷重と考える。この実験では、数パターンの支圧応力に対して、支圧応力と残留荷重の値を計測しており、鋼板とコンクリートの間の摩擦係数 μ を0.578と求めている。このことから、以下の数値解析では、いずれのケースにおいても、摩擦係数は0.578とした。付着モデルのパラメータである初期付着強度 σ_b は (最大荷重 - 残留荷重) / 界面の面積により 0.600 N/mm^2 とした。

基本となる解析モデルは、図-6に示すように、平面応力4節点4辺形アイソパラメトリック要素を使用し、要素数820、節点数940、接触ペアは100とした。この解析モデルを、以後モデルnと呼ぶこととする。材料はすべて弾性とし、鋼板とコンクリートのYoung率およびPoisson比をそれぞれ $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$, 0.3, $2.8 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$, 0.2とした。解析では、まず、実験と同じ支圧応力 1.0 N/mm^2 となるように、側鋼板高さ

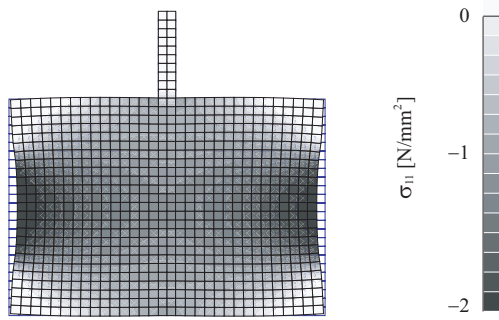


図-7 支圧力载荷時の変形と応力分布

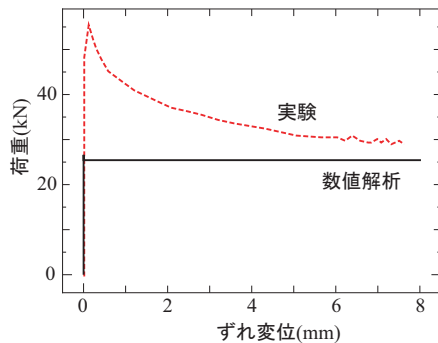


図-8 完全弾塑性による数値解析結果

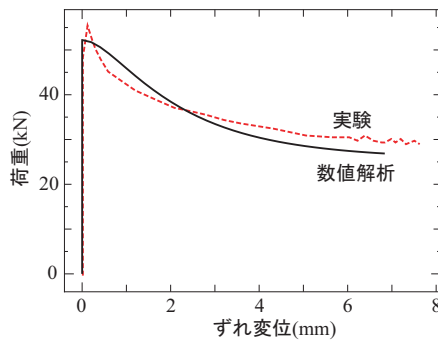


図-9 L-J ポテンシャルによる数値解析結果

中央から鉛直方向 $\pm 55\text{mm}$ の区間に内向きに 3.64N/mm^2 の等分布荷重を等価節点外力として与えた。このときの解析モデル中の水平方向直応力 σ_{11} の分布を図-7に示す。同図において、変形は1000倍としている。図から、支圧力の分布は鋼板に近づくにつれて広がり、中央鋼板付近では、応力がほぼ一様になっていることが分かる。支圧力の载荷後に、コンクリート下面を鉛直方向に、鋼板中央を水平方向に拘束し、鋼板上部の節点に強制変位を与えることで実験を再現した。強制変位は1ステップあたり $2 \times 10^{-4}\text{mm}$ とし、荷重がピークに達したら、それ以降は1ステップあたり $2 \times 10^{-2}\text{mm}$ とし計算した。

3.2 付着・摩擦モデルの影響

完全弾塑性およびL-Jポテンシャルを用いた数値解析

結果をそれぞれ図-8, 9に示す。付着強度はいずれも 0.600N/mm^2 とした。L-Jポテンシャルにおけるパラメータ B については、最大荷重後の軟化曲線が実験結果をよく再現するように試行錯誤的に 8.0mm とした。

完全弾塑性を用いた解析では、初期付着強度 σ_{b0} を 0.600N/mm^2 としたにもかかわらず、最大荷重は摩擦力 $+0.386\text{N}$ と実験に比べかなり小さくなっている。みかけの付着強度を (最大荷重 - 摩擦力 (5.6kN)) / 接触面積により定義すれば、 0.0455N/mm^2 と初期付着強度の $1/10$ 以下である。これは、押し抜き試験において、コンクリートが反力板により鉛直方向に拘束されているため界面の下端に応力集中が生じ、下端から徐々にすべりが生じているためである。実際に、数値解析の結果を詳しく見ると、下端の接触ペアから上方に向かって固着から摩擦すべりへと変化していることがわかった。また、最大荷重直後にすべての接触ペアが摩擦すべりとなり、荷重は一定となった。図-8からも明らかのように、荷重-ずれ変位関係は実験結果と大きく乖離している。

一方、図-9に示したL-Jポテンシャルを用いた解析では、最大荷重だけでなく、軟化領域の荷重-ずれ変位関係においても、実験結果をおおむね再現する結果が得られた。

3.3 付着・摩擦モデルのパラメータの影響

完全弾塑性モデルにおいて、摩擦係数を一定とし、付着強度 σ_{b0} を 0.600N/mm^2 (基本値), 6.00N/mm^2 (10倍), 9.00N/mm^2 (15倍) と変化させ解析を行った。それぞれのケースでの最大荷重とそのときの押し込み量を表-1にまとめた。前述したように、完全弾塑性モデルでは、下端から徐々にすべりが生じるため、すべての接触ペアにおいて最大伝達応力が同時に発揮されず、最大荷重がかなり過小評価される。付着強度が 0.600N/mm^2 の場合には、みかけの付着強度が実験の初期付着強度の $1/10$ 程度となっている。そこで、初期付着強度を10倍して解析を行うと、最大荷重は実験値に近づいたが、それでもみかけの付着強度は実験値の $1/2$ 程度だった。さらに初期付着強度を大きくし、基本値の15倍として解析を行ったが、荷重が減少する前に収束計算が破綻してしまった。計算が途中で止まらなかったものでは、荷重は最大荷重となった1, 2ステップ後に急激に落ち、摩擦力と等しい 25.4kN となり、その後荷重は一定となった。

一方、L-Jポテンシャルを用い、付着強度を変化させたときの解析結果を図-10に示す。最大荷重と摩擦力から、完全弾塑性モデルのときと同様にみかけの付着強度を計算すると、いずれの付着強度を用いた場合でも、付着強度 σ_{b0} とみかけの付着強度は一致した。L-Jポテンシャルを用いた場合でも、下端から摩擦すべりに移行することには変わらないが、摩擦すべりに移行しても伝達されるせん断力の低下が緩やかなことから、界面のほ

表-1 完全弾塑性モデルにおける付着応力の影響

σ_{b0} [N/mm ²]	0.600	6.00	9.00
最大荷重 [kN]	27.4	37.4	—
押し込み量 [mm]	0.0161	0.0224	—
みかけの 付着応力 [N/mm ²]	0.0455	0.271	—

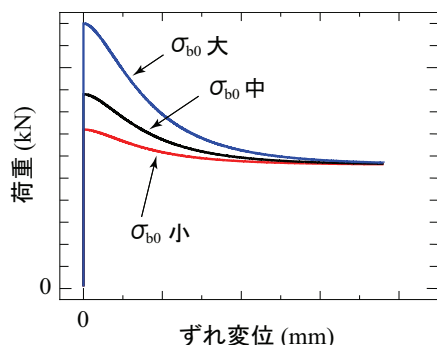


図-10 L-J ポテンシャルにおける付着応力の影響

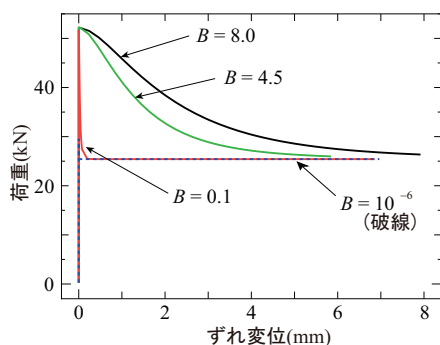


図-11 L-J ポテンシャルにおけるパラメータ B の影響

ば全面において最大せん断力が発揮される。このため、付着応力とみかけの付着応力が一致している。

次に、L-J ポテンシャルのもう一つのパラメータ B を 10^{-6} mm, 0.1mm, 4.5mm, 8.0mm の4パターンに変化させて解析を行った結果を図-11に示す。 B の値が 10^{-6} mm をとるときの荷重ずれ関係は完全弾塑性モデルの挙動に似ている。また、最大荷重時のずれは前述の解析結果より、 10^{-2} mm のオーダーとなるので、 B を 0.1mm としたときの解析結果は最大荷重を正しく評価できている。パラメータ B が 4.5mm から 8.0mm に変化しても、最大荷重およびそのときの押し込み量に変化は見られなかった。ただし、図からわかるように、 B が大きくなればなるほど最大荷重後の軟化勾配はゆるやかになっている。

3.4 要素分割の影響

要素分割の影響を考察するために、図-12に示す要

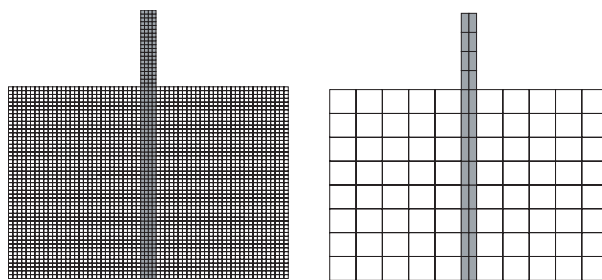


図-12 要素寸法を 1/2 にした解析モデル f

図-13 要素寸法を倍にした解析モデル c

素の大きさを 1/2 としたモデル f, および図-13 に示す要素寸法を約 3 倍にした粗い要素分割のモデル c を用いて解析を行った。モデル f の節点数は 3517, 要素数は 3280, 接触ペアは 200 であり、モデル c の節点数は 147, 要素数は 104, 接触ペアは 32 である。完全弾塑性モデル、L-J ポテンシャルによる解析結果を表-2にまとめる。

完全弾塑性モデルでは、解析モデルの要素分割が粗いと最大荷重が大きめに計算されている。最大荷重時の押し込み変位量についても、要素分割が粗いときは大きめに算出されている。この理由は、要素試験体下端にせん断応力が集中することから、要素分割が細分化されると最下端の接触ペアが摩擦すべりに移行するのが早まるためである。さらに、接触ペアに作用するせん断力が付着応力を超えた直後にせん断力がギャップをあけて減少し摩擦すべり状態に移行することから、下端の接触ペアが摩擦すべりに移行すると、その上方の接触ペアも次々に摩擦すべりに移行する。その結果、要素分割が細かくなると最大荷重およびそのときの押し込み変位量は小さくなる。

一方、L-J ポテンシャルを用いた解析では、いずれの要素分割によっても、有効桁内で違いのない最大荷重が得られている。下端の接触ペアから摩擦すべりに移行するのは完全弾塑性モデルと同じだが、その後のせん断力低下が緩やかなため、上方の接触ペアが摩擦すべりに移行する時期が要素分割に依存しないためである。最大荷重時の押し込み変位量についても、いずれのモデルもほぼ同じとなっている。表-2における最大荷重時の押し込み変位量は、最大荷重に達した最初の荷重ステップにおける押し込み変位量であるが、L-J ポテンシャルを用いた解析では、表中の変位のほぼ倍に当たる 8.08×10^{-3} mm まで有効桁の範囲内で最大荷重を発揮し続けた。

4. おわりに

異種材料間の界面における支圧・付着・摩擦挙動を考慮した複合構造の有限要素接触解析を行うために、もっとも一般的な分子間ポテンシャルである Lennard-Jones

表-2 要素分割の影響

モデル		c	n	f
完全弾塑性	最大荷重	33.4	30.2	29.2
	押し込み量	0.0181	0.0202	0.0174
L-J	最大荷重	51.8	52.2	52.2
	押し込み量	0.0307	0.0308	0.0312

(荷重の単位は kN, 押し込み量の単位は mm)

ポテンシャルを用いた界面の付着・摩擦モデルを提案した。従来の完全弾塑性モデルと本研究で提案したモデルを用いて、鋼とコンクリートの押し抜き試験の解析を行った。これらの結果を実験結果と比較することにより、本研究で提案する付着・摩擦モデルは従来の完全弾塑性モデルに比べて以下のような利点を有することが確認できた。

- 本研究で提案したモデルは、従来の完全弾塑性モデルに比べ、実験を定性的によく再現することができた。
- 従来の完全弾塑性モデルでは、要素分割や荷重ステップなどの付加的な解析条件により解析結果が変化していたのに対して、本研究で提案したモデルでは付加的な解析条件が結果に及ぼす影響は非常に小さかった。

本論文では、あくまで界面の数値モデルを提案し、その数値的特性について上記の結論を得た。付着強度や摩擦係数といったパラメータの定量評価については、本論文の対象外であるが、今後、多くの押し抜き試験結果との比較から、本モデルのパラメータの決定を行いたい。また、ずれ止めの要素試験のような比較的小さな構造物の解析を行い、本モデルの有効性を確認したい。

参考文献

- 1) 土木学会編：複合構造の性能照査指針(案)，構造工学シリーズ 11，土木学会，2002。
- 2) 三木千壽：鋼橋の技術開発，橋梁と基礎，Vol.31，No.8，pp.95-105，1997。
- 3) 山田真幸，サトーンペンボン，三木千壽，市川篤志，入部孝夫：床版と鋼フランジ間の付着とスラブアンカーによるせん断抵抗の評価，構造工学論文集，Vol.47A，pp.1161-1168，2001。
- 4) 徳光 卓，山崎竹博，出光 隆：せん断プレストレスを利用した鋼・コンクリート合成桁接合面のせん断補強に関する研究，土木学会論文集，No.592/V-39，pp.63-72，1998。

- 5) 山尾芳秀，周 礼良，二羽淳一郎：付着応力-すべり関係に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第 343 号，pp.219-228，1984。
- 6) 島 弘，周 礼良，岡村 甫：マッシュなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係，土木学会論文集，No.378/V-6，pp.165-174，1987。
- 7) Chajes, M., Finch, W.W.Jr., Januszka, T.F. and Thomson, T.A.Jr.: Bond and force transfer of composite material plates bonded to concrete, *ACI Struct. J.*, Vol.93, pp.208-217, 1996。
- 8) 園田恵一郎，亀頭宏明，中島一男，上中宏二郎：突起付き鋼板のせん断伝達特性に関する系統的研究，土木学会論文集，No.598/I-44，pp.183-202，1998。
- 9) 中島章典，西村美也子，斉木 功，大江浩一：鋼・コンクリート接触面の支圧摩擦性状に及ぼす支圧負荷方法の影響，鋼構造論文集，Vol.12，No.45，pp.185-192，2005。
- 10) 中島章典，猪股勇希，齋川幾美，大江 浩一：機械的作用を有する鋼・コンクリート接触面の静的・疲労性状に関する実験的検討，土木学会論文集 A，Vol.63，No.4，pp.758-767，2007。
- 11) 猪股勇希，中島章典，斉木 功，大江浩一：支圧力作用下における鋼・コンクリート接触面の静的・疲労付着特性，構造工学論文集，Vol.52A，pp.1083-1090，2006。
- 12) Lam, D. and El-Lobody, E.: Behavior of headed stud shear connectors in composite beam, *ASCE J. Struct. Eng.*, Vol.131, pp.96-107, 2005。
- 13) 手嶋康博，園田佳巨，日野伸一：複合トラス橋格点部構造の弾塑性挙動特性に関する解析的考察，土木学会年次学術講演会講演概要集 CD-ROM，Vol.62，CS2-027，2007。
- 14) Wriggers, P.: *Computational Contact Mechanics*, Wiley, 2002。
- 15) 川井忠彦著：離散化極限解析法概論，コンピュータによる極限解析シリーズ 1，培風館，1990。
- 16) 土木学会構造工学委員会計算力学とその応用に関する研究小委員会編集：構造工学における計算力学の基礎と応用，計算工学シリーズ 7，土木学会，1996。
- 17) 斉藤 誠，斉木 功，中島章典：複合構造の有限要素接触解析のための界面モデル生成に関する一考察，第 6 回複合構造の活用に関するシンポジウム講演論文集，CD-ROM，2005。
- 18) Haile, J.M.: *Molecular Dynamics Simulation: elementary methods*, Jhon Wiley & Sons, 1997。
- 19) Johnson, K.L.: Mechanics of adhesion, *Tribology International*, Vol.31, pp.413-418, 1998。
- 20) Yu, N. and Polycarpou, A. A.: Adhesive contact based on the Lennard-Jones potential: a correction to the value of the equilibrium distance as used in the potential, *J. Colloids Interface Science*, Vol.278, pp.428-435, 2004。

(2009 年 4 月 9 日 受付)