

コンクリート接合部のせん断耐力に関する基礎研究

FUNDAMENTAL STUDY ON THE SHEAR TRANSFER CAPACITY ALONG
THE INTERFACE OF CONCRETE CONNECTION

後藤 祐 司*・長 滝 重 義**

By Yuji GOTO and Shigeyoshi NAGATAKI

1. 序 論

近年、種々のコンクリート構造物においてプレキャスト部材の活用が盛んになっているが、最も問題となっているのは部材を組立てて、一体構造物とする際の接合方法についてである。

現在この種の接合方法としては、プレキャスト部材より張り出した鉄筋をつなぎ合わせ、現場打ちコンクリートを打設して一体化するもの、あるいは接合面にプレストレスを与えて一体化するものなどが主として採用されている。また、接合部の設計上のせん断伝達耐力の算定としては、主に接合面の見かけの摩擦係数を適当な値に仮定し、垂直力として接合部での鉄筋の断面積に降伏荷重をかけ合わせたもの、あるいは単に接合面に与えたプレストレス量をとって、これらと摩擦係数をかけ合わせたものをせん断伝達耐力とする Shear-Friction Hypothesis が用いられている¹⁾²⁾。しかしながら接合面の状態に関しては簡単な処理を行っているのみであり、したがって見かけの摩擦係数はあまり大きくなく、設計上のせん断伝達耐力も大きくないのが通常である。

このような観点から、本研究は接合面に適当な凹凸を施し、接合面のせん断伝達耐力を増加せしめようとするものであるが、この場合には前述の Shear-Friction Hypothesis は成立しなくなり、新たに接合面の凹凸を考慮したせん断伝達能力の算定式を提案する必要がある。そこで、本研究では、種々の凹凸を持つ接合部のせん断耐力を実験的に求

め、せん断耐力に及ぼす種々の要因の影響を検討することにより、凹凸を持つ接合部のせん断伝達耐力算定式を提案すると同時に、接合面に施す凹凸の最も合理的な形状配置についても理論的な考察を加えようとするものである。

2. 実験概要

(1) 接合部せん断試験方法

本研究は、コンクリート接合部に種々のデフォメーション（凹凸）を施した供試体を、垂直応力を変化させてせん断試験を行い、得られた接合部のせん断耐力を、デフォメーションの形状・配置、コンクリートの強度、および垂直応力などで評価することによってコンクリート接合部に設けるデフォメーションの合理的な配置を決定しようとするものである。

接合面のせん断耐力に影響を及ぼす種々の因子を検討するには、数多くのデータと破壊状況の詳細な観察が必要であり、したがって用いる接合部のせん断耐力試験方法には、i) 打継部をもつ供試体の作製が容易であるこ

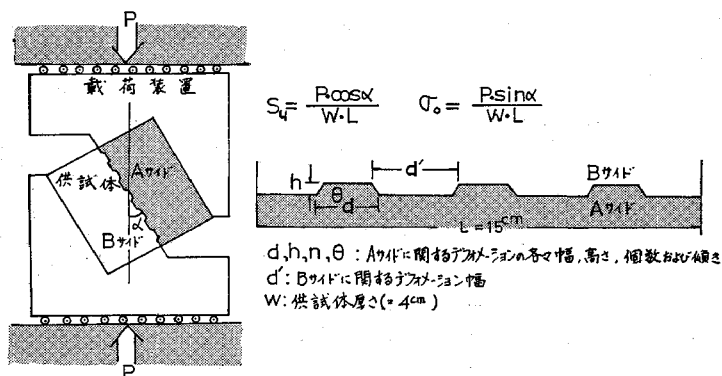


図-1 一面せん断試験方法およびデフォメーションの配置

* 正会員 日本道路公団 東京第二建設局
甲府工事事務所** 正会員 工博 東京工業大学助教授 工
学部土木工学科

と、ii) 荷重方法が簡単であること、iii) 解析の単純化のため供試体を平面応力状態で試験できること、iv) 接合面のひびわれおよび破壊の状況を直接に観察できることなどが要求される。

これらの条件を満足するコンクリートのせん断強度試験方法として、一面せん断試験および二面せん断試験方法があるが^{3),4)}、二面せん断試験方法では、接合面を2箇所設ける必要があること、供試体寸法が大きくなること、などの問題点が考えられたので、本研究では 図-1 に示す一面せん断試験方法を採用した。

図-1 に示すように、一面せん断試験方法は耐圧試験機を用い、圧縮力を与えるのみでせん断力が接合面に作用するものである。ただし、この試験方法ではせん断角 α の値により、接合面に作用する垂直応力およびせん断応力の比が一義的に定まるので、垂直応力の影響を調べる場合にはせん断角 α を $5^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ の3種類に変化させて試験を行った。

荷重試験は、荷重装置と供試体との摩擦を切るため供試体側面にグリスを塗布したのちに上下のせん断試験枠の間に供試体をセットし、約 500 kg/min の荷重速度で圧縮力を加えた。なお、試験機と荷重装置との摩擦による水平力を極力少なくする目的で荷重面には多数のコロを挿入している。各荷重段階ごとに、コンタクトゲージで接合面の相対変位および垂直変位を測定すると同時に、ひびわれの発生状況、破壊様式を詳細に観察した。

有限要素法を用いて、荷重装置から供試体へ作用する外力の分布を求めると、一例として $\alpha=30^\circ$ の場合は 図-2 のごとくなり、必ずしも均等ではない。また、打継面に作用する垂直応力の分布も丹羽ら⁴⁾が行った光弾性解析結果と同様、中央部ではほぼ均一であるが端部においてはそれほど均等ではない。しかしながら、実際には供試体は接合部に相当なひびわれが発生した後に破壊するので、破壊時には応力分布はかなり一様化するものと思われ、近似的に破壊時のせん断応力（以後 接合強度という） S_u および垂直応力 σ_v が接合面に一様に作用していると考えて、図-1 に示されるようにして算出した。

(2) 供試体の作製

接合部におけるデフォーメーションの形状・配置を広い範囲にわたって変化させるには供試体はなるべく大きい方がよいが、種々の実験の事情を考慮して一辺が 15 cm の正方形板で厚さ 4 cm の供試体とした。

試験に用いたコンクリートは、供試体の寸法および細かい凹凸部を考慮し一部を除いてモルタルを使用している。これらのモルタルの配合は、モルタル強度が接合強度に及ぼす影響をみるため、目標強度を 150, 300, 450,

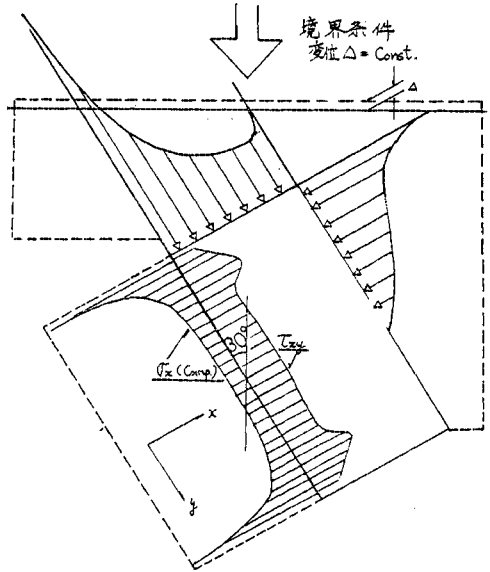


図-2 供試体に作用する外力の分布および接合面に作用するせん断応力、垂直応力の分布

表-1 用いたモルタルの配合および強度

配合名	W/C (%)	S/C	フロー値 (mm)	圧縮強度 F_c (kg/cm ²)	曲げ強度 (kg/cm ²)	割裂強度 (kg/cm ²)
I	82	5	156	159	47.0	20.6
II	65	3	219	329	78.0	36.0
III	53	3	163	427	81.2	40.3
IV	41	1.7	184	578	96.0	48.3

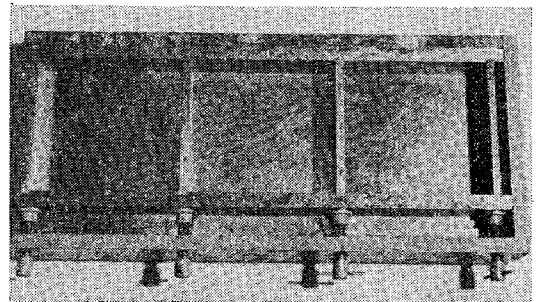


写真-1 供試体作製用 3 連型枠

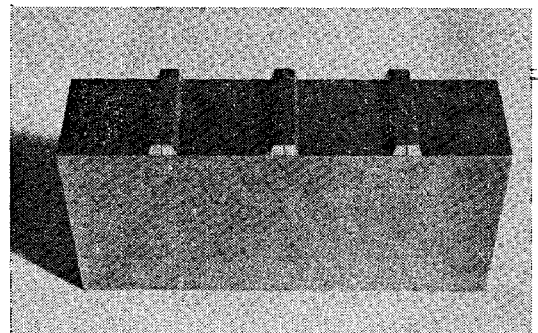


写真-2 デフォーメーション作製の金属片を取りつけたスペーサー



写真-3 一体供試体のせん断破壊状況 ($\alpha=30^\circ$)

600 kg/cm² とし、しかも細かい凹凸部にも充分入り込むワーカビリチーの良いものとして決定した表-1 の4種類である。なお、用いたセメントは日本セメント社製早強ポルトランドセメント、砂は富士川砂を2.5 mm ふるいでカットしたもの(比重2.60, F.M. 2.71)である。

供試体は、写真-1 に示される3連型枠中に所定の凹凸を施したスペーサー(写真-2)を設置し、まず半分のモルタルを打設し(先打モルタル)、翌日仕切りを除去して残りのモルタル(後打モルタル)を打継いだものである。このとき、打継部表面は油・ごみ等が付着しないよう、また乾燥させないよう注意した。

後打モルタル打設後、20°C の恒温室内で湿潤状態に保って設置し、材令1日で脱型した。脱型後、直ちに早期強度を得ることを目的として試験前日までの5日間供試体を40°C の水中で養生を行った。その後、材令6日で供試体を20°C の水中に移し替え、材令7日に供試体を水中より取り出し、直ちに載荷試験を実施した。なお、供試体は同一条件下で3個試験を行った。

(3) デフォーメーションの配置および構成表示

デフォーメーションは、15×4 cm の接合面に個数に応じて均等に分散するよう配置した。なお、デフォーメーションの形状および配置は図-1 に示す約束にしたがって表示することにし、各因子に対し、次に示すような範囲で種々の組み合わせにより試験を行った。

- $n=1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 10, 25$ 個
- $d=0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 2.5, 5.0$ cm
- $h=0.1, 0.22, 0.36, 0.5, 1.0$ cm
- $\theta=30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$
- $\alpha=5^\circ, 15^\circ, 30^\circ$

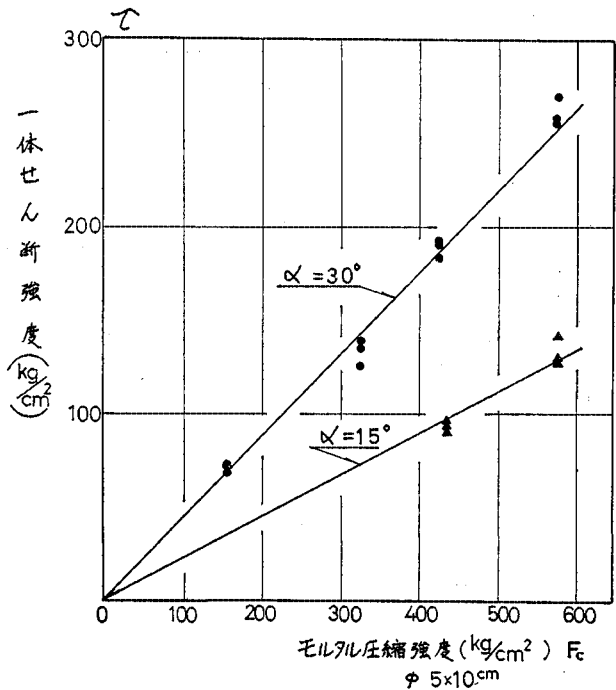


図-3 モルタルの圧縮強度の相違による一体せん断強度の変化

3. モルタルおよびコンクリートの一体せん断強度

凹凸をもつ接合面のせん断伝達能力の試験を実施する前に、打継目を持たない一体供試体についてモルタルのせん断試験を行った。一例としてせん断角 $\alpha=30^\circ$ の場合の破壊状況を観察すると次のようである。破壊荷重の80% 近くで、まず供試体中央部において、引張力による長さ数 mm 程度の微細なクラックが無数に載荷方向と平行に入る。次いで荷重の増大に伴い、無数のクラックのうちせん断線上に発生したクラックが不連続につながり始め、載荷端部へ向って発達する。その後不連続のクラック間のモルタルの細柱が一つ一つ折り曲げられるようにして破壊に至っており、したがって破壊面は非常にぎざぎざのはげしいものである(写真-3)。

図-3 は、モルタルの圧縮強度を変化させた場合の一体せん断強度 τ を示したもので、一体せん断強度はモルタルの圧縮強度に比例して増加している。そこでせん断角 α 、すなわち垂直応力を変化させた場合の一体せん断強度をモルタルの圧縮強度で除し、無次元化して表示すると図-4 のごとくなる。図-4 には、伊東³⁾らがコンクリートを用いて二面せん断試験法で行った実験結果も併記したが、わずかに本試験結果の方が小さ目であるほかは、試験法の相違にもかかわらず傾向的にはよく一

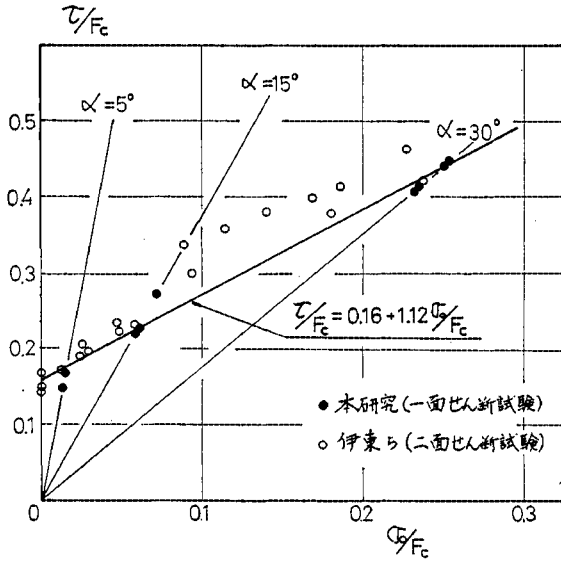


図-4 垂直応力が変化した場合の一体せん断強度

致している。

図-5 は、モルタルに粗骨材 (15~20 mm) を内割で 10~40% (容積比) 加えてコンクリートとした場合の一体せん断強度を求めたものであるが、粗骨材を加えてもせん断強度は増加せず、逆にわずかに減少する傾向を示している。これはモルタル供試体と全く同様に、破壊は無数に発達した引張ひびわれが折れまがるようにして破壊するので、粗骨材のいわゆるインターロッキング効果は影響しないものと考えられモルタルで得られた結果をコンクリートまで拡張してよいことを意味しているものと思われる。

4. 接合強度 S_u

(1) デフォーメーションの形状による破壊形式の分類

種々の形状をもつデフォーメーション

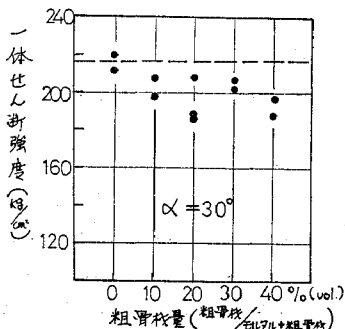


図-5 一体せん断強度に対する粗骨材の影響

ンを配置した供試体についてせん断試験を実施した結果、デフォーメーション部の破壊の様式は次の2つに大別されることが明らかとなった。

a) せん断破壊：写真-4 は、デフォーメーションの幅 d に対し、高さ h の比較的大きい場合に生ずる破壊様式を示したもので、一体供試体の破壊に見られたと全く同様に、せん断破壊線上を載荷方向にマイクロクラックが不連続に発達して破壊に至っている。したがってこのような破壊をせん断破壊とよぶことにする。

b) 支圧破壊：写真-5 は、 d に対し高さ h が比較的小さい場合に生ずる破壊様式を示したもので、せん断力に抵抗しているデフォーメーションの側部のモルタルが圧縮力によりクラッシュして面外に盛り上がり破壊しているもので、このような破壊を支圧破壊とよぶことにする。

(2) せん断面積比、支圧面積比の影響

図-6 は個々のデフォーメーションの形状を $d=1.0$ cm, $h=0.5$ cm ($h/d=0.5$) と一定にし、個数 n のみを 2~7 に変化させた場合の接合面のせん断耐力を示したものである。ただし、 $n=2$ の場合は接合面の付着強度の方が大きいことが予想されたので、モルタルを打継ぐ時にグリースを全面に貼布して付着を切っている。破壊はすべてせん断破壊を起こしているが、図から明らかなように、接合強度 S_u は n の増加すなわち、デフォーメーション部のせん断面積比 $\lambda (=n \cdot d/L)$ の増加にほぼ正比例して増加している。ひびわれ状況は、写真-6 ($n=5$ の場合) に見られるようにすべてのデフォーメーション部において同様に発生している。これらのことは、破壊時において、せん断力は個々のデフォーメーションにかなり均等に分散して作用していると考えてよいことを示している。図-7 は、支圧破壊した場合の接合強度 S_u と支圧

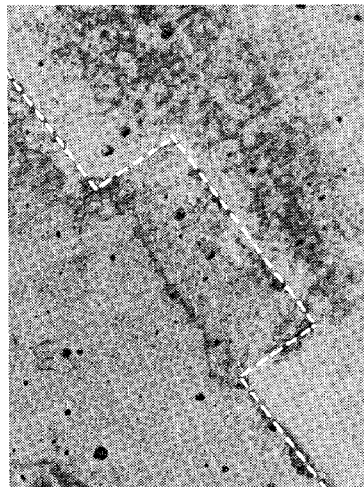


写真-4 デフォーメーションのせん断破壊

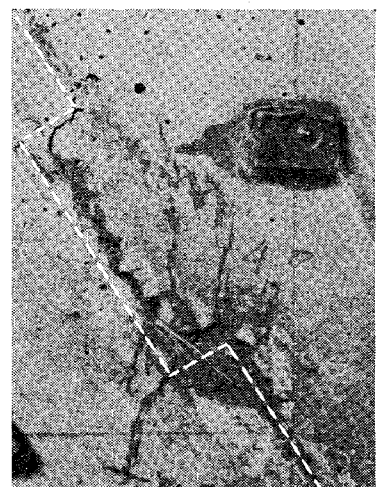


写真-5 デフォーメーションの支圧破壊

面積比 $m (=n \cdot h/L)$ との関係プロットしたものであるが、 S_u は m の増加に比例して増大している。

(3) デフォーメーションの形状 h/d の影響

図-8 は、 $n=2, h=0.5 \text{ cm}, \theta=90^\circ$ と一定にし、 d を 1.0 cm から 3.0 cm まで増加させた場合の接合強度および破壊様式を示したもので、 $d=2.0 \text{ cm}$ まではせん断破壊を起こし、 d の増加すなわちせん断面積の増加に伴って、接合強度は増加している。しかしながら、いずれのせん断角の場合も d がさらに大きくなった場合、いかえれば、幅 d に対する高さの比が小さくなった場合、破

壊はせん断破壊から支圧破壊に移行し、強度は支圧面積 ($w \cdot n \cdot h = 4 \text{ cm}^2$ の一定値) に依存するようになり、 d が増加しても接合強度は増加しない。そこで、 $\alpha=30^\circ$ 、

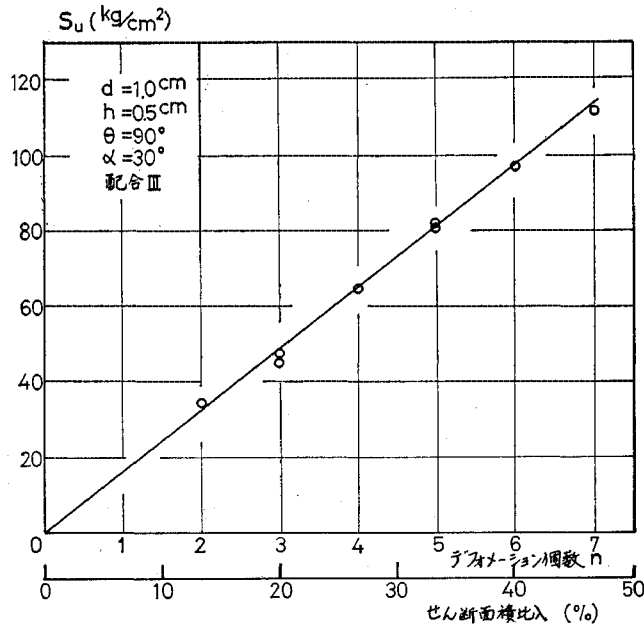


図-6 デフォーメーションの個数 n あるいは、せん断面積比 m の影響



写真-6 デフォーメーション部のひびわれ状況

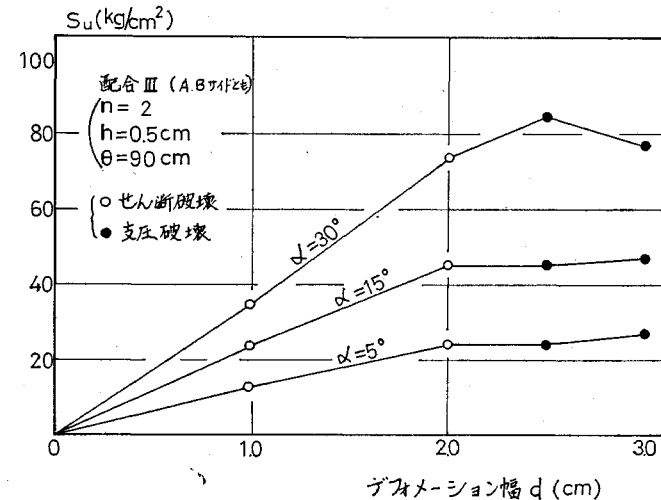


図-8 デフォーメーションの幅 d の影響

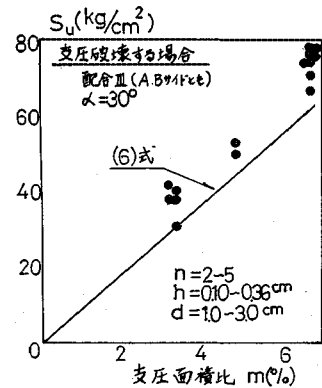


図-7 支圧面積比 m の影響

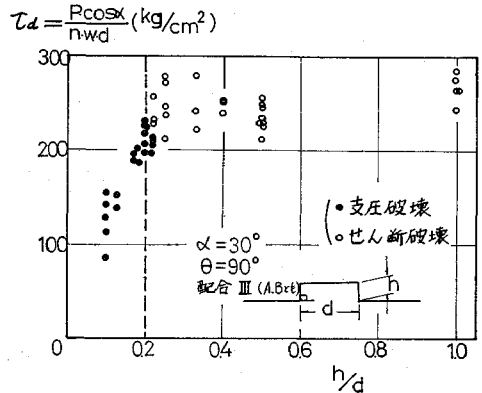


図-9 デフォーメーションの形状 h/d の相違による τ_d および破壊様式の変化

$\theta=90^\circ$ の場合について n, d, h を種々の組み合わせで変化させたせん断試験結果を、デフォメーションの形状を示すパラメーターである高さを幅で除した h/d を横軸に、縦軸にはデフォメーションに作用している単位面積当りのせん断力 $\tau_d (P \cos \alpha / n \cdot w \cdot d)$ をとって整理すると図-9 のようになる。図から明らかなように、 h/d がおよそ 0.2 以下では支圧破壊を起こし h/d の増加に伴って τ_d は増加するが、 $h/d > 0.2$ となると破壊様式は支圧破壊からせん断破壊に移行し、したがって τ_d はほぼ一定値となる。

(4) デフォメーションの角度 θ の影響

これまでの実験結果はすべて $\theta=90^\circ$ の場合であったが、せん断および支圧破壊した代表的なデフォメーションの配置について θ を $30 \sim 90^\circ$ までに変化させて試験を行った。その結果は図-10 に示されるようであり、支圧破壊する場合の接合強度はデフォメーションの傾きにほとんど無関係であり、支圧面積としてせん断方向へ投影した面積で評価すればよいことが示されている。

せん断破壊する場合も、破壊性状から見ていずれの角度の場合もデフォメーションの底部がせん断破壊しており、接合強度はデフォメーションの傾きには $30 \sim 90^\circ$ の範囲で無関係であることが認められた。

(5) モルタルの圧縮強度の影響

A サイドには表-1 に示した 4 種のモルタルを使用し、B サイドには配合Ⅲのモルタルを用いてデフォメーション部のモルタルの圧縮強度を変化させ、そのデフォメーション部がせん断破壊するようデフォメーションを配置した場合の試験結果を図-11 に示す。図に示され

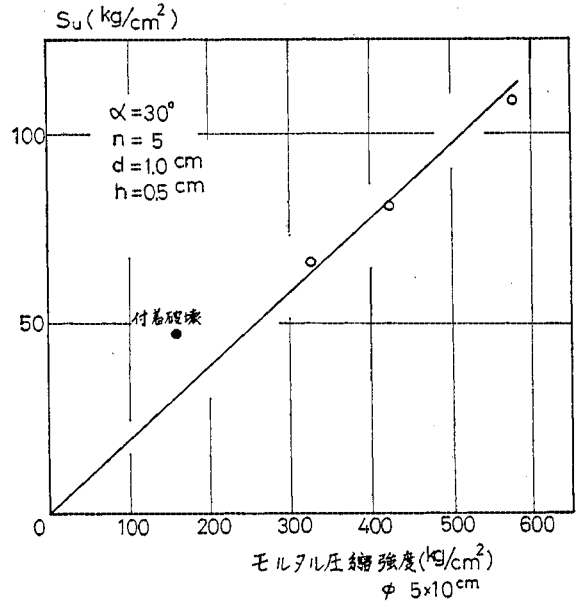


図-11 デフォメーション部のモルタルの圧縮強度の影響

るように、一体強度の場合と同じく、接合強度は圧縮強度の増加に伴いほぼ比例して増大している。なお、圧縮強度 159 kg/cm² の場合が直線よりずれているのは、接合面の付着強度が接合強度より大きかったためと思われる。支圧破壊する場合に関しては試験を行わなかったが、支圧破壊の場合にはデフォメーション側部での A, B 各サイドのモルタルに作用する支圧応力は等しいので、A サイドに使用するモルタル強度のみを大きくしても、B サイドのモルタルの強度が増加しない限り接合強度は増大せず一定値となるものと思われる。

5. 接合強度に関する総合的検討と耐力算定式の提案

(1) 接合面の摩擦について

支圧破壊した場合について、せん断力はすべて支圧部面積で抵抗すると仮定して、破壊時に作用している平均支圧応力を計算すると図-12 の黒丸に見られるようにおよそ 1200 kg/cm² にも達するが、このような大きな値となったのは摩擦の影響を無視したこと起因すると考えられる。

そこで摩擦の影響を検討するため、まず一面せん断試験を行った供試体とまったく同様にして、凹凸なしで打継いで作製した供試体について、垂直応力を種々変化させて二面せん断試験方法により摩擦係数を求めた結果は図-13 に示すようであった。図-13 には Gaston⁵⁾ が摩擦面積を種々変化させて行った試験結果より得られ

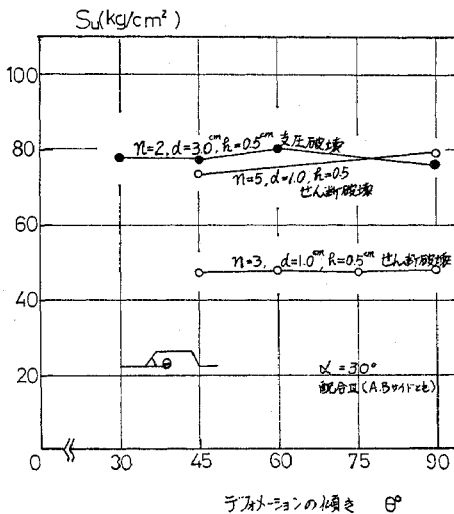


図-10 デフォメーションの傾き θ の影響

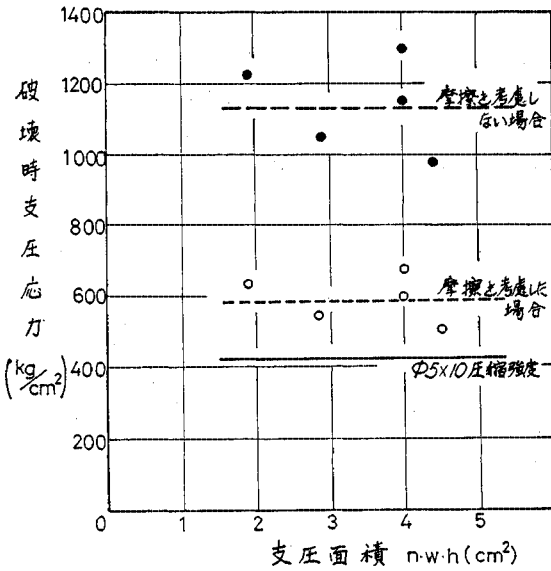


図-12 デフォーメーション側部に作用する支圧応力

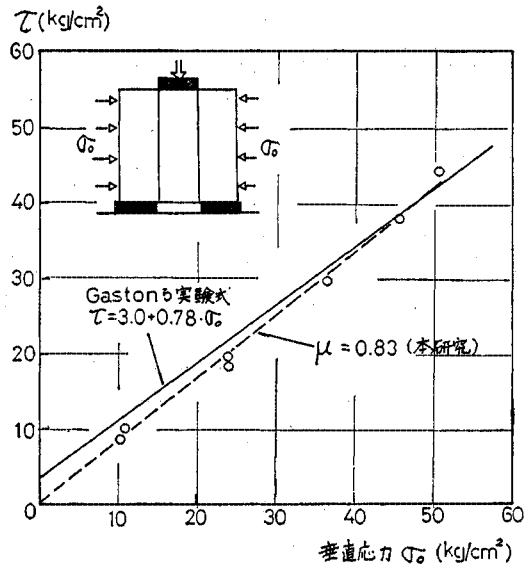


図-13 摩擦係数試験結果

た実験式を同時に表示してあるが、図から明らかなように本研究結果とほぼ一致している。したがって、本研究では実験結果を原点を通る直線と仮定して最小二乗法により求めた $\mu=0.83$ を接合面の摩擦係数とした。そこでせん断力を支圧応力 q と摩擦応力 $\mu \cdot \sigma_0$ で抵抗していると考えて、力のつり合いより支圧応力を再計算すると図-12の白丸に示される値まで減少し、使用したモルタルの圧縮強度にほぼ近い値となり、支圧応力の算出には摩擦の影響を考慮する必要のあることが明らかである。しかしながら、摩擦を考慮しても一軸圧縮強度よりも大きな値であるが、これは支圧応力を受けている部分は二軸圧縮状態にあるためと考えられる。

(2) 接合強度算定式の提案

接合強度の算定式を求めるに際し、ひびわれが発生した後の垂直応力の分布を、最も単純に接合面全面に均等に作用していると仮定した。

力のつり合いより接合強度の算定式を、せん断破壊する場合には式(1)、支圧破壊する場合には式(2)のように求めることができる。

a) 垂直応力表示

せん断破壊する場合

$$S_{us} = \lambda \cdot \tau(\sigma_0) + (1-\lambda) \cdot \mu \cdot \sigma_0 \quad \dots\dots\dots(1)$$

支圧破壊する場合

$$S_{ub} = m \cdot q(\sigma_0) + \mu \cdot \sigma_0 \quad \dots\dots\dots(2)$$

式中の $\tau(\sigma_0)$ 、 $q(\sigma_0)$ はせん断強度および支圧強度が垂直応力の関数であることを示している。

b) せん断角表示

一面せん断試験結果と比較するため、せん断角 α で表

示するには、垂直応力を接合面全面に均等に作用すると仮定したから、 $\sigma_0 = S_u \cdot \tan \alpha$ を式(1)、(2)に代入すればよいが、この場合垂直応力の関数である $\tau(\sigma_0)$ および $q(\sigma_0)$ は未知数である S_u を含むことになるので、接合強度を求めるためには τ および q を垂直応力の関数で表示する必要がある。 τ および q が垂直応力に関して一次式以外の関数で表示された場合には結果が複雑になるので、 τ および q を一応次に示す一次式で表示することにする。

$$\tau/F_c = A + B \cdot \sigma_0/F_c \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$q/F_c = C + D \cdot \sigma_0/F_c \quad \dots\dots\dots(4)$$

式(3)、(4)をそれぞれ式(1)、(2)に代入して S_u を求めると次のようになる。

せん断破壊する場合

$$S_{us} = \frac{A \cdot \lambda}{1 - \tan \alpha \{B \cdot \lambda + \mu \cdot (1-\lambda)\}} \times F_c \quad \dots\dots\dots(5)$$

支圧破壊する場合

$$S_{ub} = \frac{C \cdot m}{1 - \tan \alpha (D \cdot m + \mu)} \times F_c \quad \dots\dots\dots(6)$$

(3) 算定式と実験値の比較

式(1)、(2)あるいは式(5)、(6)はデフォーメーションの配置と形状係数、垂直応力およびモルタルの強度からのみ接合強度を求めることができるいわば理論式であるが、これらの提案式を適用するためにはモルタルのせん断強度ならびに二軸圧縮強度を垂直応力の関数として求める必要がある。

コンクリートないしはモルタルのせん断強度に関しては種々の研究があり、いまだ確立されたものはない。ここでは、すでに図-4に示したように、試験方法の相違

にもかかわらず同様の結果が得られた一面せん断試験法に基づくせん断強度試験結果がほぼ一次式で表示できるので、この結果を最小二乗法により式(3)'のごとく表示し、一応せん断強度式として採用した。

一方、二軸圧縮強度に関しては、本研究の場合デフォメーションに作用する垂直応力が支圧応力に比較してかなり小さいことを考慮すれば、Rusch⁹⁾のすぐれた試験法により得た実験結果が $0 < \sigma_0/F_c < 0.2$ の範囲で式(4)'のごとくほぼ一次式で表示できるので式(4)'を二軸圧縮強度として採用した。

$$\tau/F_c = 0.16 + 1.12 \cdot \sigma_0/F_c \dots\dots\dots(3)'$$

$$q/F_c = 1.1 + 0.8 \cdot \sigma_0/F_c \dots\dots\dots(4)'$$

a) せん断破壊する場合の比較

1) せん断面積比 λ の影響

図-14 は $\alpha=30^\circ$ の場合について A サイドのコンクリートに配合Ⅲを用い、A サイドでせん断破壊したすべての供試体の試験結果をせん断面積比 λ を横軸にとって式(3)'を式(5)に代入して求めた提案式と比較したものである。

図から明らかなように、式(5)は $\lambda=100\%$ のところで実験結果と一致しているほかは、全般的に算定式の方が小さ目の値となっている。

2) 垂直応力の影響

図-15 はせん断角を変えて行った実験結果を、垂直応力表示の式(1)に式(3)'を代入して求めた提案式と比較したものであるが、図-14 の場合と同様 $\alpha=5^\circ$ のときを除き実験値の方が上回っている。

せん断破壊する場合、図-14 で λ の小さい場合、および $\lambda=0.33$ の時の垂直応力の影響を示した図-15 の場合がともに実験結果と比較して小さ目であったのは、

一つにはせん断強度を式(3)'のごとく一次式で表示したことによるものと思われる。すなわち、各デフォメーションに作用する平均垂直応力と平均せん断応力の比は式(7)のごとく λ の関数となり、 λ が小さくなるほど σ_0/τ の値は小さくなるが図-4 に示されるように一次式

$$\sigma_0/\tau = \frac{\lambda \cdot \tan \alpha}{1 - (1 - \lambda) \cdot \mu} \dots\dots\dots(7)$$

で近似した式(3)'は $\lambda=1$ に相当する $\sigma_0/\tau = \tan 30^\circ$ から σ_0/τ が小さくなるに従い全般的に実験結果を下回っており、したがって式(3)'より求めたせん断強度を用いた算定式(1)、(5)が λ の小さいところで実験値を過小評価したと考えられる。

そのほかに、デフォメーション部のせん断強度をデフォメーションのまったく相違する一体供試体から求めたことも原因の1つに挙げられると思う。

b) 支圧破壊する場合の比較

1) 支圧面積比 m の影響

図-7 には $\alpha=30^\circ$ の場合について、支圧破壊したすべての供試体の試験結果を支圧面積比 m を横軸にとって式(4)'を式(6)に代入して求めた提案式と比較しているが、図から明らかなように多少提案式が小さ目であるが実験結果とよく一致している。

2) 垂直応力の影響

図-16 はせん断角 α を変えることによって垂直応力を変化させた実験結果を式(2)と比較したもので、支圧強度として式(4)'を用いた提案式は、せん断破壊する場合と同じく垂直応力の大きいところで過小評価となっているが、全般的にせん断破壊する場合よりも実験結果と一致している。

以上、せん断破壊および支圧破壊した実験結果を、垂

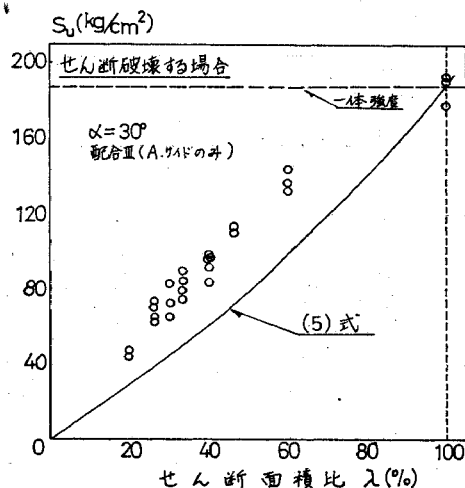


図-14 せん断破壊する場合の実験結果と提案式の比較 (その1 せん断面積比の影響)

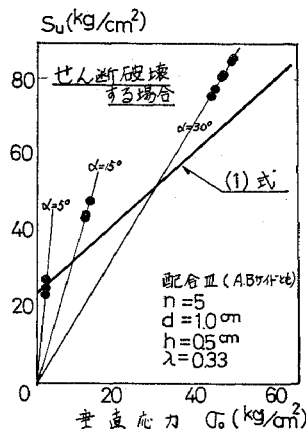


図-15 せん断破壊する場合の実験結果と提案式の比較 (その2 垂直応力の影響)

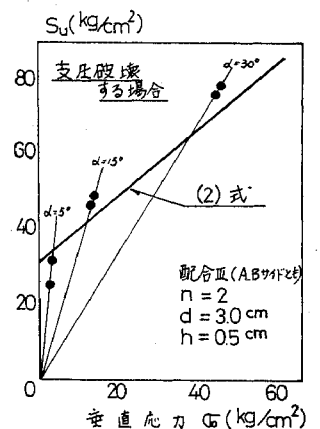


図-16 支圧破壊する場合の実験結果と提案式の比較 (垂直応力の影響)

直応力の分布を接合面全面に均等に作用すると仮定して求めた提案式と種々比較検討した。得られた接合強度の算定式はデフォメーションの形状・配置、コンクリートの圧縮強度および接合面に作用する垂直応力のみから接合強度を算出でき、また実験結果との比較では全般的に接合強度を過小評価しているが、仮定の単純さにもかかわらず傾向的には実験結果をよく説明している。

算定式が小さ目であるのは一応安全側に作用するので、破壊様式を次章で述べる方法で判別した後の接合強度の算定式として、式(1)、(2)に式(3)′、(4)′を代入した式(8)、(9)を改めて提案したい。

・せん断破壊(Aサイド)する場合

$$S_{us} = 0.16 \cdot \lambda \cdot F_{cA} + (0.29 \cdot \lambda + 0.83) \cdot \sigma_o \quad \dots\dots\dots(8)$$

ただし、Bサイドがせん断破壊する場合には、 λ に λ' を、 F_{cA} に F_{cB} をそれぞれ代入すればよい。

・支圧破壊する場合

$$S_{ub} = 1.1 \cdot m \cdot F_c + (0.8 \cdot m + 0.83) \cdot \sigma_o \quad \dots\dots\dots(9)$$

ただし、 F_c はA、Bサイドのうち小なる方の圧縮強度

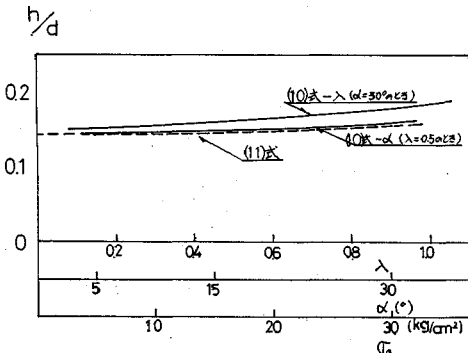
6. 破壊様式の判別

(1) デフォメーションの破壊形式の判別

4.(3)において、デフォメーションの形状によって破壊の様式が相違し、 $h/d=0.2$ 前後を境として支圧破壊とせん断破壊に分けられることを実験的に明らかにした。理論的にも前節で得られた提案式、式(5)、(6)あるいは式(8)、(9)をそれぞれ等しいと置けば、支圧破壊からせん断破壊へ移行する時のデフォメーションの形状(h/d)_{cr}の値をそれぞれ式(10)、(11)のように求めることができる。

a) せん断角表示

$$(h/d)_{cr} = \frac{1 - \mu \cdot \tan \alpha}{C/A \{ (1 - \mu \cdot \tan \alpha) - (B - \mu) \cdot \lambda \cdot \tan \alpha \} + D \cdot \lambda \cdot \tan \alpha} \quad \dots\dots\dots(10)$$



図一七 λ , α , σ_o の変化に伴う h/d 値の変化

$$(m/\lambda)_{cr} = \frac{1 - 0.83 \cdot \tan \alpha}{6.88 - (1.19 \lambda + 5.71) \cdot \tan \alpha} \quad \dots\dots\dots(10)'$$

式(10)から明らかのように、(h/d)_{cr}の値はせん断面積比 λ およびせん断角 α の関数である。式(10)を図示したものが図一七であるが、(h/d)_{cr}の値は α および λ の変化に対し明らかに鈍感で、ほぼ一定値と見なしてもよく、得られた値は図一九で求められた実験結果、約0.2と非常によく一致する。

b) 垂直応力表示

$$(h/d)_{cr} = \frac{\tau - \mu \cdot \sigma_o}{q} \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$(m/\lambda)_{cr} = \frac{0.16 + 0.29 \cdot \sigma_o / F_c}{1.1 + 0.8 \cdot \sigma_o / F_c} \quad \dots\dots\dots(11)'$$

垂直応力表示では(h/d)_{cr}の値は垂直応力 σ_o/F_c のみ関数となり式(11)もやはり図一七に見られるように σ_o/F_c の変化に対し(h/d)_{cr}の値はほとんど変化しない。

一般に、デフォメーションは接合面全面に同型のものを施すのが普通であるので(h/d)_{cr}を(m/λ)_{cr}と読み換えても差し支えない。したがって、与えられたデフォメーションに対し m/λ の値を求め、デフォメーションの破壊形式を式(10)′および式(11)′より得られる(m/λ)_{cr}の値より次のように判別すればよい。

$m/\lambda > (m/\lambda)_{cr}$せん断破壊

$m/\lambda < (m/\lambda)_{cr}$支圧破壊

(2) 破壊様式の判別

デフォメーションの形状・配置および強度を図一八i)のごとく一般化する。一応 $F_{cA} \geq F_{cB}$ と仮定する。

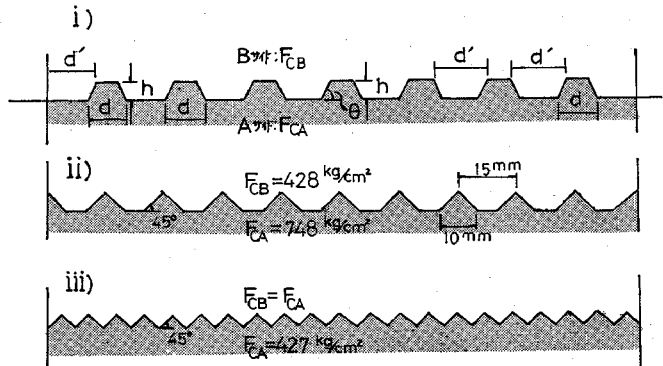
$$\lambda = n \cdot d / L, \quad m = n \cdot h / L$$

$$\lambda' = n \cdot d' / L = 1 - \lambda + 2m \tan \theta \quad \dots\dots\dots(12)$$

F_{cA} , F_{cB} : AおよびBサイドのコンクリートの圧縮強度

予想される接合面の破壊様式は次の3形態である。

i) Aサイドのデフォメーションがせん断破壊する。



図一八 デフォメーションの形状・配置

ii) Bサイドのデフォメーションがせん断破壊する。

iii) Bサイドのデフォメーションが支圧破壊 ($F_{cA}=F_{cB}$ のときはA, B両サイド支圧破壊) する。

これら3つの破壊様式について、垂直応力表示した接合強度の算定式(8),(9)を用いて破壊様式の判別を行う。そのためには、Bサイドのデフォメーションの破壊形式より判別する式(11)'に加え、次の2つの境界条件式を決定する必要がある。

・A, B両サイドのデフォメーションが同時にせん断破壊する場合、次式

$$\lambda \cdot \tau_a + (1-\lambda) \cdot \mu \cdot \sigma_0 = \lambda' \cdot \tau_B + (1-\lambda') \cdot \mu \cdot \sigma_0$$

が力のつり合いより成立し、この式に式(12)を代入し整理すれば、式(13)が得られる。

$$\frac{\lambda}{1-\lambda+2m/\tan\theta} = \frac{\tau_B - \mu \cdot \sigma_0}{\tau_A - \mu \cdot \sigma_0} = \frac{0.16 F_{cB} + 0.29 \cdot \sigma_0}{0.16 F_{cA} + 0.29 \cdot \sigma_0} \dots\dots\dots(13)$$

・Aサイドのデフォメーションのせん断破壊とBサイドのデフォメーションの支圧破壊が同時に起こる場合、 η 力のつり合いより次式が成立し、

$$\lambda \cdot \tau_a + (1-\lambda) \cdot \mu \cdot \sigma_0 = m \cdot q_B + \mu \sigma_0$$

η 辺に整理して、式(14)が得られる。

$$\frac{m}{\lambda} = \frac{\tau_A - \mu \sigma_0}{q_B} = \frac{0.16 \cdot F_{cA} + 0.29 \cdot \sigma_0}{1.1 \cdot F_{cB} + 0.8 \cdot \sigma_0} \dots\dots\dots(14)$$

式(11)', (13), (14)の3つの境界条件式を用いれば上述の3つの形態の破壊様式の判別を行うことができる。

一例として次の場合について検討する。

$$F_{cA}=600 \text{ kg/cm}^2, F_{cB}=300 \text{ kg/cm}^2$$

$$\theta=45^\circ, \sigma_0=30 \text{ kg/cm}^2$$

判別結果は図-19に示す通りであり、デフォメーションの形状・配置が変化することにより、3つの破壊様式に分類される。

図中のⒶ点は式(11)', (13), (14)が同時に満足される点で、Aサイドのデフォメーションのせん断破壊およびBサイドのデフォメーションのせん断破壊と支圧破壊が同時に起こる特異点である。

ちなみに、この点でのデフォメーションの形状・配置は次のようである。

$$m/\lambda=0.30 \quad m/\lambda'=0.19$$

$$\lambda=0.45 \quad \lambda'=0.72$$

図中の数字は、Bサイドのコンクリートの一体せん断強度を1としたときの接合強度を示している。図中の代表的なⒶ, Ⓑ, Ⓒ点のデフォメーションの形状・配置を具体的に図示したものを図-19下に示すが、Ⓐ点の形状・配置で一体強度の88%が得られ、Ⓑ, Ⓒ点は図に示されるごとく、 $m/\lambda=0.5, \lambda \geq 0.55$ で $\lambda'=1$ となり一体強度が実現されることになる。

以上の推論を実験的に確認するため、図-18 ii)に示すようなデフォメーションの形状・配置について、 $\alpha=30^\circ$ で接合強度を求めた。このデフォメーションの配置は図-19のケースと垂直応力の大きさおよびコンクリートの圧縮強度は相違するが、図-19のⒸ点に近い配置に相当するもので、Bサイドのコンクリートの一体強度に一致するはずである。

得られた接合強度は、図-14の $\lambda=100\%$ の結果に見

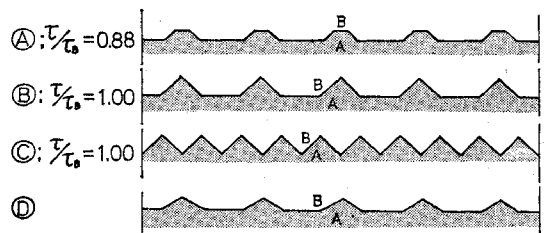
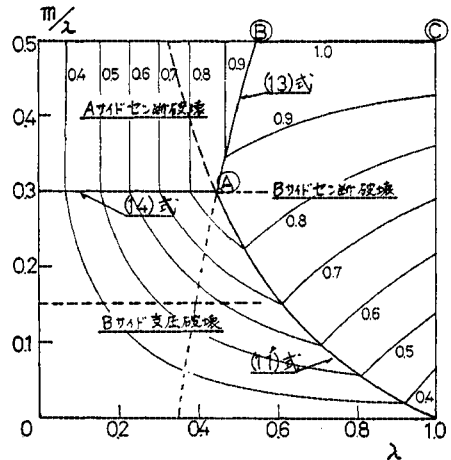


図-19 破壊様式の判別結果と代表的な点のデフォメーションの配置

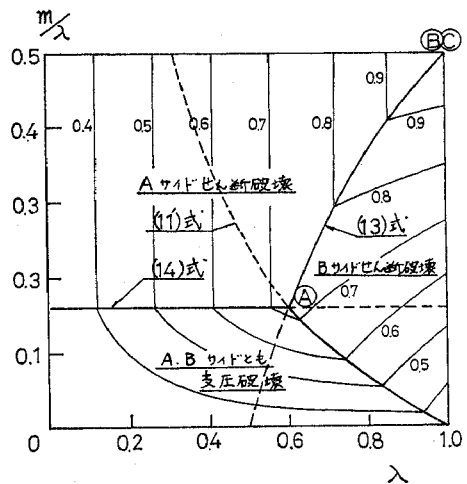


図-20 $F_{cA}=F_{cB}$ における破壊様式の判明結果

られるように $S_{us}=187 \text{ kg/cm}^2$ となり B サイドのコンクリートの一体せん断強度 188 kg/cm^2 とまったく一致している。

この場合には、A サイドのコンクリート強度が大きく A サイドのデフォメーションは尖っている頂部でもほとんど破壊が起こらず一体強度が実現されたと思われるが、次にもう一例として、 $F_{cA}=F_{cB}=300 \text{ kg/cm}^2$ の時について同様 ($\theta=45^\circ$, $\sigma=30 \text{ kg/cm}^2$) に破壊様式の判別を行うと 図-20 のごとくなる。この場合 ④ 点では一体強度の 72% の接合強度が得られる。図に示されるように $F_{cA}=F_{cB}$ の場合は ③ 点と ④ 点が一致するが、この時のデフォメーションの配置は 図-18 iii) に示されるものである。これまでの推論によれば、 $\lambda=\lambda'=1$ となり、一体強度が得られるはずであるが、図-18 iii) と同型のデフォメーションをもつ供試体で実際に行った実験結果では一体強度の約 80% 程度であった。その破壊性状は A, B 両サイドのデフォメーションを縫うようにしてデフォメーションの頂部が破壊しており、尖っている頂部が集中応力を受け弱点となったと思われる、デフォメーションの頂部が狭く、鋭角になる場合には必ずしもこれまでの推論は成立しなくなるものと思われる。

7. 合理的なデフォメーションの形状・配置について

合理的なデフォメーションの配置とは、接合強度がなるべく一体強度に近く、しかも破壊性状はせん断破壊に見られたような急激な破壊よりも、支圧破壊に見られたように最大耐力に達した後も塑性変形量が大きく、おだやかな破壊を起こすようなものがよいと思われる。

ところで、支圧破壊を起こすデフォメーションの形状・配置で接合強度の最も大きいものは、すでに述べたようにたとえば 図-19, 20 の ④ 点の配置である。この場合デフォメーションの傾き θ は 45° となっているが、 θ の値がさらに小さくなれば式 (12) より λ' の値が大となり、接合強度も大きくなるはずである。しかしながら θ が著しく小さい場合には、 m/λ の値が $(m/\lambda)_{cr}$ の値よりさらに小さくなり必ずしも接合強度は増加しない。

そこで、最適な θ の値について検討してみる。図-10 に示されたように $\alpha=30^\circ$ の時、 $\theta=30^\circ$ までは接合強度に影響しないことが確認されているが、いま新たにデフォメーションの強度は θ に無関係でせん断強度はデフォメーションの底幅に、支圧強度は投影高さのみによって決定されるものと仮定する。式 (12) より、

$$\lambda' = 1 - \lambda + 2m/\tan \theta \leq 1$$

が成立しなくてはならず、この式を式 (14) と連立させれば式 (15) が得られる。

$$\tan \theta \geq \frac{2(\tau_A - \mu\sigma_0)}{q_B} \dots\dots\dots (15)$$

ところで式 (13), (14) を連立させて求めた ④ 点のデフォメーションの形状・配置は一般的に式 (16), (17) のようになる。

$$\lambda = \frac{(\tau_B - \mu\sigma_0) \cdot q_B \cdot \tan \theta}{(\tau_A + \tau_B)(q_B \cdot \tan \theta + 2\mu\sigma_0) - 2\tau_A \cdot \tau_B - 2\mu\sigma_0(q_B \cdot \tan \theta + \mu\sigma_0)} \dots\dots\dots (16)$$

$$m = \frac{(\tau_A - \mu\sigma_0)(\tau_B - \mu\sigma_0) \cdot \tan \theta}{(\tau_A + \tau_B)(q_B \cdot \tan \theta + 2\mu\sigma_0) - 2\tau_A \cdot \tau_B - 2\mu\sigma_0(q_B \cdot \tan \theta + \mu\sigma_0)} \dots\dots\dots (17)$$

式 (16), (17) に式 (15) の等式を代入すれば、

$$\lambda = \frac{\tau_B - \mu\sigma_0}{\tau_A - \mu\sigma_0} \dots\dots\dots (18)$$

$$m = \frac{\tau_B - \mu\sigma_0}{q_B} \dots\dots\dots (19)$$

$$\lambda' = 1$$

となり、前章に述べたごとくデフォメーション頂部が尖っていても強度低下が起こり得ないものとすれば、式 (18), (19) の形状・配置でもって、 $\lambda'=1$ となり、支圧破壊に近い状態で一体強度が得られることになる。

$F_{cA}=600 \text{ kg/cm}^2$, $F_{cB}=300 \text{ kg/cm}^2$, $\sigma_0=30 \text{ kg/cm}^2$ のときは、式 (15) より $\theta=30.5^\circ$ となるが、このデフォメーションの配置を 図-19 ④ に示す。

しかしながら、実際には前章で述べたごとくデフォメーション頂部が尖っていると強度低下が起こること、また、たとえばプレキャスト部材にこのようなデフォメーションをとりつけても運搬中に頂部が欠けたりする可能性があるばかりでなく、コンクリート打設時においても尖っている頂部にはコンクリートがゆきわたりにくく、欠陥となる可能性もある。

このように考えると ④ の配置から頂部を削り取り平らな部分をつける必要があるが、そうすることは形状的にも強度的にも ④ 点の場合とそれほど変らないことになる。したがって、デフォメーションの角度 θ の最適値としては必ずしも一義的には決定されず、頂部に適当な平らな幅をもたせうえて $\theta=30\sim45^\circ$ 程度とするのが適当と思われる。

結論的には、合理的なデフォメーションの形状・配置とは、 $\theta=30\sim45^\circ$ 程度とし、式 (16) および (17) より得られる ④ 点の配置よりもわずかに m の値を小さくしたものが適当であると考えられる。

最後に、本研究で得られた成果はコンクリートとコンクリートとの接合に関してだけでなく、異型鉄筋のデフォメーションの形状・配置に関連したコンクリートとの付着強度性状についても適用できる可能性があるものと思われる。

鉄筋のデフォメーションは、コンクリートに比較して

強度ははるかに大きいので、鉄筋のデフォメーションが破壊することはまず考えられない。したがって、デフォメーションはかなり小さいもので充分であることは明らかである。市販の異型鉄筋のデフォメーションは非常に多くの実験・検討を経て決められているが⁷⁾、附着性能のすぐれている異型鉄筋のデフォメーションをコンクリート側から見た h/d に換算した値は約 0.1~0.15 程度の値である⁸⁾。 $h/d=0.1\sim 0.15$ ということは、鉄筋とコンクリートのヤング率の相違もあり、一概にはいえないが、本研究の結果より恐らくコンクリートは終局的に支圧破壊を起こしているものと考えられ、たとえば引抜試験によって附着破壊する場合、急激な破壊とならず最大耐力に達した後もねばりのある破壊性状を示すものと考えられる。したがって、デフォメーションの形状・配置はかなりよいものと思われるが、たとえばデフォメーションの間隔をもう少し小さくして、せん断破壊を起こさない程度に h/d を $(h/d)_{cr}$ の値に近づければ附着耐力は多少改善されるものと思われる。さらにデフォメーションの間隔を小さくすることは、1個当りに作用する応力が小さくなりデフォメーション部からのひびわれの発生も遅れ、変形量の上からも有利であると思われる。

8. 結 論

凹凸を持つコンクリート接合面のせん断伝達能力算定式と、合理的なデフォメーションの形状・配置を得る目的で、デフォメーションの形状、配置、垂直応力、コンクリート強度などを種々変化させ、合計 67 Case、201 個の供試体を一面せん断試験法によりせん断耐力試験を行い、これらの試験結果を総合的に検討した。本研究で得られた結論を要約すると次のようである。

(1) 接合部に施したデフォメーションの破壊は、 h/d の値によってせん断破壊と支圧破壊の2つの破壊様式に分けられ、 h/d がおよそ 0.2 以下では支圧破壊を、0.2 以上ではせん断破壊を起こすことが実験的に明らかにされた。理論的考察においても、せん断破壊を起こす場合と支圧破壊を起こす場合のそれぞれの接合強度算定式を等しいと置いて得られる破壊様式の判別式からも $(h/d)_{cr}=0.2$ が得られた。

(2) 接合強度は、せん断破壊する場合はデフォメーションのトータルの幅にほぼ比例し、また支圧破壊する場合にはトータルの投影支圧面積にほぼ比例する。

(3) 垂直応力は接合強度に大きく影響しており、特に支圧破壊する場合には垂直応力による摩擦作用を接合強度の算定に考慮する必要がある。

(4) いずれの破壊様式においても、デフォメーションの角度 θ は接合強度にはほとんど影響を及ぼさない。

(5) 接合強度はせん断破壊する場合および支圧破壊する場合につき、それぞれモルタルの強度性状、デフォメーションの形状・配置、および作用している垂直応力のみから、垂直応力の分布を接合面全面に均等に作用すると仮定して求めた式 (8) および (9) を用いて算定することができる。

(6) 接合面の破壊様式は、i) A サイドがせん断破壊、ii) B サイドがせん断破壊、iii) B サイドの支圧破壊するの3形態に分類され、それぞれデフォメーションの形状・配置により境界条件式より判別することができる。

(7) 全理的なデフォメーションの形状・配置は $\theta=30\sim 45^\circ$ で、A サイドのせん断破壊と B サイドのせん断および支圧破壊が同時に起こる m, λ の値よりもわずかに m の値が小さい程度のものがよい。

あ と が き

本研究は、東京工業大学工学部土木工学科において行ったものであって、実験に際しては当時卒業研究生であった升方充君（現日本道路公団）を始め、研究室諸氏の多大なる助力をいただいた。また、本研究に対して昭和49年度小川育英会奨励金を授与されました。ここに記して、慎んで御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Mast, R.E.: Auxiliary Reinforcement in Concrete Connections, Proc. of A.S.C.E. ST. Vol. 94, pp. 1485~1504, June 1968.
- 2) Birkeland, P.W., Birkeland, H.W.: Connections in Pre-Cast Concrete Construction, Jour. of A.C.I. Vol. 63, No. 3, pp. 345~368, March 1966.
- 3) 伊東・大野・上野：コンクリートのせん断強度について、建設省土木研究所報告，第100号，1959。
- 4) たとえば、丹羽・小林・下河内：モルタルのせん断・圧縮強度について、セメント技術年報 XX, pp. 226~230, 1966 年。
- 5) Gaston, J.R. and Kritiz, L.B.: Connections in Pre-Cast Concrete Structures-Scarf Joint. Jour. of the P.C.I. Vol. 9, No. 3, pp. 37~59, June 1946.
- 6) Rusch, H.ら：Behaviours of Concrete Under Biaxial Stresses, Jour. of A.C.I. Vol. 66, Feb. 1969.
- 7) たとえば、国分・岡村：コンクリートに対する異型鉄筋の附着性状に関する研究，土木学会コンクリートライブラリー 14 号，1965 年 12 月。
- 8) 国分・岡村：太径鉄筋の使用に関する研究，土木学会論文報告集 第 202 号，1972 年 6 月。

(1975.8.20・受付)