【土木学会論文集　第360号／V-3　1985年8月】

ひびわれRC部材のせん断伝達作用に対するひびわれ面性状の影響

EFFECT OF THE CRACK SURFACE ROUGHNESS ON SHEAR TRANSFER AT THE CRACKS IN REINFORCED CONCRETE BEAMS

西村　昭*・藤井　学**・宮本文穂***・斉藤　功****

By Akira NISHIMURA, Manabu FUJII, Ayaho MIYAMOTO and Isao SAITO

The transfer of shear force at the crack surface in reinforced concrete beams subjected to reversal shear and bending moment was studied taking into account the roughness of crack surface. Tests were made on special specimens to study the aggregate interlock action and the combination of the aggregate interlock and dowel actions on reinforced concrete beams. Empirical expression was presented for shear stiffness by aggregate interlock action. A method applied to this expression was presented for calculation of the shear stiffness at cracked section in reinforced concrete beams. Predictions based on this method were compared reasonably well with experimental results.

1. まえがき

鉄筋コンクリート（RC）部材においては，種々の原因によるひびわれが発生し，鉄筋腐食の進行，局部的な断面剛性の低下などを引き起こす．特に，道路橋RC床版においては，過大な走行荷重や交番荷重の繰り返しにより，全厚を貫通するひびわれが発生する場合があり[1]，これらひびわれ面でのせん断伝達特性が部材の終局破壊形式，変形性状，耐荷力などに及ぼす影響は無視できないと考えられる．また，一方においてコンクリート構造物への限界状態設計法の導入，あるいは構造計算モデルの高精度化には，コンクリートひびわれ面でのせん断伝達挙動の定量的把握が必要となる．このせん断伝達に関しては，従来より種々の実験的，解析的研究が行われており[2),3)]，①圧縮部コンクリート，②せん断補強鉄筋，③骨材のかみ合い（Aggregate Interlock；AI）作用，④鉄筋のホゾ（Dowel；DW）作用等が，ひびわれ面でのせん断伝達に寄与するものとされている．これらのうち，AIおよびDW作用に関じては，影響要因の多様さ，実験および解析モデル化の困難のために，定量的に評価し得るまでには至っていない．

本研究では，まず，AIおよびDW作用のせん断伝達剛性に及ぼす影響に関する従来の研究を整理する．ついで，AI作用に大きな影響を及ぼすと考えられながら，ランダムな要因として取り扱いにくかった，ひびわれ面性状の定量化手法を考案し，さらにひびわれ面に作用する外部拘束力も新たな要因として取り入れることによって従来式の修正を行い，独自に開発した，ひびわれ面に繰り返し交番せん断力を載荷可能な実験装置により検証を行う．これらの結果に基づき，曲げおよび繰り返し交番せん断を受けるRCはりモデルによるRC部材のひびわれ面でのせん断力伝達挙動の解析方法を提案し，実験結果と比較してその妥当性を検討する．

* 正会員　工博　神戸大学教授　工学部土木工学科
（〒657　神戸市灘区六甲台町1-1）
** 正会員　工博　神戸大学助教授　工学部土木工学科
（同上）
*** 正会員　工修　神戸大学助手　大学院自然科学研究科
（同上）
**** 正会員　工修　㈱横河橋梁製作所
（〒592　堺市築港新町2）

2. ひびわれ面性状の定量化

（1） ひびわれ面性状係数の定義

ひびわれ面の性状に関しては，AI作用と結び付けようとする，Y. D. Hamadiら[4]，著者ら[5]の研究があり，前者は骨材の種類で，また，後者はひびわれ面の等高線より得られる概略接触面積でひびわれ面性状を表わそう

としたものであるが，いずれもひびわれ面性状を定量化するまでには至っていない．ここでは，ひびわれ面の凹凸の傾斜部の傾きの標準偏差を用いることにより，ひびわれ面性状の定量化を試みた．

Fig. 1 に示すひびわれ面内の測定ライン n における隣接測点間の標高差で表わした傾きの平均傾斜に対する標準偏差 σ_n は，次式で表わされる．

$$\sigma_n=\frac{1}{l}\left[\frac{1}{N-2}\left\{\sum_{i=1}^{N-1}(y_{ni+1)}-y_{ni})^2-\frac{1}{N-1}(y_{nN}-y_{n1})^2\right\}\right]^{1/2} \quad \cdots\cdots(1)$$

ここで，N：測点数，y_i：測点 i の基準線からの距離，l：基準線上の測定間隔（一定）である．

ひびわれ面性状は，ひびわれ面上の全測定ラインにおける平均標準偏差として表わすものとし，次式をひびわれ面性状係数と定義する．

$$S=\left[\frac{1}{M}\sum_{n=1}^{M}\sigma_n^2\right]^{1/2} \quad ，M：測定ライン総数 \cdots\cdots(2)$$

これは，次節で述べる特性を有する係数であり，ひびわれ面性状を定量的に表わすことのできる係数と考える．

（2） ひびわれ面性状の測定

後述する AI 作用測定用供試体のひびわれ面（15 cm 平方）を使用し，Fig. 2 に示す装置により各測点の基準線からの距離を二次元的に計測した．凹凸の測定に用いた電気式変位計（感度：200 μ/mm）の触針の先端は，ひびわれ面の凹凸に敏感に追従できるように直径 0.5 mm に加工した．S を求めるのに適当な測定ライン数，測点数等の検討のため，15 cm 平方のひびわれ面を AI 作用に影響すると考えられる細骨材粒径を考慮して 5 mm のメッシュに分割し，1 ライン（140 mm）中に 29 測点（測定間隔 l=5 mm），合計 58 ライン，841 測点について計測した．Fig. 2 にひびわれ面の測定ライン，測定方向を併記した．Table 1 は，各ラインおよび全ラインにつき式（2）から得られる S 値を示したものである．次に，測定を簡略化するため，測定ライン総数を Fig. 2 の各方向に 5 ラインずつの 10 ラインとし，H, V 方向に基準ラインを 5 mm ずつ移動した場合の性状係数の平均値を比較し，測定位置の差による影響を検定した．Fig. 3 に基準ライン位置と S との関係を示したが，測定位置の差による S のばらつきは，Table 1 の全ラインについての性状係数平均値（Fig. 3 の実線）に対し，±5 % の範囲に収まることがわかる．このことより，測定ラインを各方向 5 ラインずつとしても，十分な精度が得られるものと考え，本研究で対象としたひびわれ面では，測定ライン数は各方向で 5 ラインずつ，ライン間隔は 35 mm の等間隔，測定間隔 l=5 mm とした．したがって，式（2）において M=10，N=29 になる．

（3） ひびわれ面性状係数の特性

ひびわれ面を，細骨材，モルタル等で形成される local roughness と，粗骨材等で形成される general roughness に分け[6]，次式を仮定することにより，ひびわれ面性状係数 S の特性を検討した．すなわち，

$$y=A\cdot\sin(2\pi x/T_1+\varphi_1)+B\cdot\sin(2\pi x/T_2+\varphi_2)+Cx \quad \cdots\cdots(3)$$

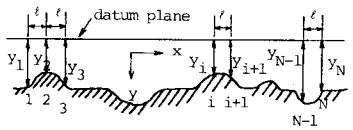

Fig. 1 Measuring points for crack roughness.

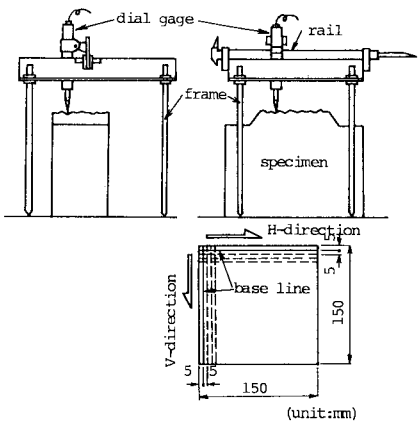

Fig. 2 Measuring apparatus of crack roughness and measured line.

Table 1 Measured value of coefficient of crack roughness, S.

H-direction	H-direction	V-direction	V-direction
SH(1)=1.70	SH(15)=2.05	SV(30)=1.64	SV(44)=2.05
SH(2)=3.14	SH(16)=1.75	SV(31)=1.85	SV(45)=1.91
SH(3)=1.51	SH(17)=1.75	SV(32)=1.58	SV(46)=1.67
SH(4)=1.68	SH(18)=1.54	SV(33)=1.76	SV(47)=1.71
SH(5)=1.55	SH(19)=2.14	SV(34)=1.53	SV(48)=1.96
SH(6)=1.54	SH(20)=1.13	SV(35)=1.55	SV(49)=1.89
SH(7)=1.50	SH(21)=1.87	SV(36)=1.49	SV(50)=1.09
SH(8)=1.60	SH(22)=1.35	SV(37)=1.63	SV(51)=1.31
SH(9)=1.75	SH(23)=1.81	SV(38)=1.68	SV(52)=1.85
SH(10)=1.90	SH(24)=2.00	SV(39)=1.90	SV(53)=1.96
SH(11)=1.94	SH(25)=1.80	SV(40)=1.91	SV(54)=1.83
SH(12)=2.14	SH(26)=2.29	SV(41)=2.15	SV(55)=2.29
SH(13)=2.18	SH(27)=2.35	SV(42)=2.17	SV(56)=2.40
SH(14)=2.18	SH(28)=2.02	SV(43)=2.18	SV(57)=1.96
——	SH(29)=2.04	——	SV(58)=2.03
mean value of whole measurments:1.88			

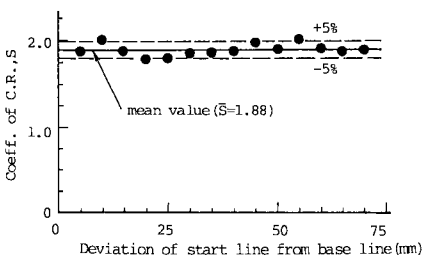

Fig. 3 Scattering of coefficient of crack roughness for different start line of measurement.

ここで，y：基準面からの鉛直距離，x：測定ラインに沿った距離，$A, B, T_1, T_2, \phi_1, \phi_2$：それぞれ general roughness および local roughness の振幅，周期，位相，C：基準ラインの傾きである．

式（3）において，local roughness の周期および振幅（$B\cdot\sin(2\pi x/T_2)$）の影響をみるため，振幅，周期を実測値と照合しながら変化させ（初期値を $A=20$ mm，$B=5$ mm，$T_1=40$ mm，$T_2=10$ mm とし，試行錯誤により検討），性状係数 S を計算した．その結果，S は第1項（general roughness）の影響を強く受け，第2項の影響はほとんど受けなかった．したがって，S には細骨材等で形成される local roughness の影響はほとんどないものと考えることができる．次に，波形の位相のずれおよび基面の傾斜の影響をみるため，振幅 A，B および周期 T_1，T_2 を一定とし，ϕ_1，ϕ_2 および基面の傾き C を種々変化させ，S を計算した．その結果，C による影響はみられず，位相 ϕ による影響も非常に小さいものであることが明らかとなった．Fig. 4 は，ひびわれ面の振幅 A および周期 T_1 が S に及ぼす影響を式（3）第1項で検討したものである．これより，振幅が一定の場合，S の増大とともに周期 T_1 は減少し，また，周期が一定の場合，S の増大とともに振幅 A は比例して大きくなっており，骨材のかみ合いに影響を及ぼすと考えられている一般概念と一致している．

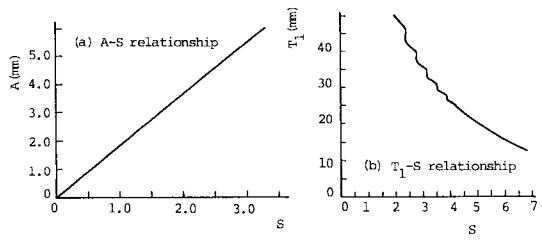

Fig. 4　Characteristics of coefficient of crack roughness, S.

3. ひびわれ面性状を考慮した AI 作用によるせん断伝達挙動

（1） AI 作用によるせん断剛性に及ぼす各要因の相関性

AI 作用によるせん断伝達挙動では，せん断剛性およびせん断耐力（せん断伝達能）を明らかにする必要があるが，ここではせん断剛性の検討を行う．また，ひびわれ面における AI 作用によるせん断伝達は，骨材同志がかみ合い始めるまでの初期かみ合い領域，かみ合ってからの弾性領域および塑性領域に分けられる[5]が，ここでは，主に，弾性領域での挙動を対象とする．AI 作用によるせん断剛性 K_a に影響を及ぼすと考えられる主な要因を列挙すると，①初期ひびわれ幅，②補強筋等による拘束剛性（内部），③ひびわれ面性状，④外力モーメント等による圧縮応力等の初期拘束応力（外部），⑤荷重の繰り返し，⑥ひびわれ面の乾湿，⑦コンクリート強度などが考えられるが，本研究では，①～⑤の要因を取り上げる．従来の研究[4]~[6]によると，これら各要因の相互関係は Table 2 のようになるというのが一般的であり，種々の提案式があるが，本研究では AI 作用に寄与する要因を最も多く考慮している Jimenez ら[7]の提案式を取り上げる（Table 2 参照）．しかし，この提案式でさえひびわれ面の性状および外部拘束力（σ_{Ni}：たとえばはり圧縮部での外力モーメントによる応力等）の影響が考慮されていない．そのため，これらの要因の影響を Table 2 に併記する一般式のように置くことにする．Table 2 に示す一般式を各要因間の相関性を考慮して合成し，次式によってひびわれ面での AI 作用による初期せん断剛性 $K_a^{(1)}$（（1）は繰り返し数1を示す）を求める．

$$K_a^{(1)}=h(S)\left(\frac{1}{A_1C_{\omega 0}+A_2\dfrac{K_r}{C_{\omega 0}}+A_3}+B\cdot\sigma_{Ni}\right)\cdots\cdots(4)$$

Table 2　Correlation among parameters affecting on aggregate interlock.

parameter	symbol	effect of parameter on initial shear stiffness	correlation among parameters	reasonable expression*	factors considered in Jimenez's study	factors considered in this study
initial crack width	Cwo	wide ⟶ small	independent	$Ka^{(1)}=\dfrac{1}{A1\cdot Cwo+A2\cdot Kr/Cwo+A3}$	○	○
internal restraint stiffness	Kr	stiff ⟶ large	depends on Cwo		○	○
coeff. of crack roughness	S	big ⟶ large	depends on Cwo	$h(S)=\nu\cdot\exp(\kappa\cdot S)$	—	○
external restraint stress	σ_{Ni}	big ⟶ large	depends on Cwo	$Ka^{(1)}=B\cdot\sigma_{Ni}$	—	○
loading repetitions	n	many ⟶ small	independent	$\eta^{(n)}=n^{(E\cdot Cwo+F)}$	○	○
wet cond. of crack surface	W	wet ⟶ large	independent	——	—	—
concrete strength	σ_{ck}	high ⟶ large	independent	——	—	—

* A1,A2,A3,ν,κ,B,E and F are empirical constants

ここで，$h(S)$：性状係数の関数（Table 2 参照），K_r：内部拘束剛性，A_1，A_2，A_3，B：定数

（2） AI 作用に及ぼすひびわれ面性状および外部拘束力の影響

a） 実験概要

（ⅰ） 供試体の形状，寸法

Fig. 5 に示す 15 cm 平方のせん断面を有する上，下 2 ブロックから成り，せん断面でのひびわれ幅制御のための鉄板，ひびわれ面に加わる拘束力を検出するロードセル，およびひびわれ面以外での摩擦を除去するフラットケージの設置が可能なように切欠き部を設けた．

（ⅱ） 供試体の種類

供試体の種類と実験条件を Table 3 に示す．供試体は，曲げにより上，下ブロックを分離してひびわれを導入する AI シリーズと，これらのひびわれ面を石膏で型取りし，それを用いてコンクリートを打設してひびわれ面を再現する P-AI シリーズの 2 種類とした．P-AI シリーズの供試体番号は，ひびわれ面を再現した AI シリーズのものと対応させた．

（ⅲ） コンクリートの配合および強度

コンクリートは，設計基準強度 $\sigma_{ck}=330$ kgf/cm^2 (32.3 MPa)，最大粗骨材寸法 20 mm の配合とした．所定材令時における各シリーズのコンクリート強度試験結果は，圧縮強度の平均値 $\overline{\sigma}_{ck}=399$ kgf/cm^2(39.1 MPa)（標準偏差：15.4 kgf/cm^2 (1.5 MPa)），引張強度の平均値 $\overline{\sigma}_t=32.7$ kgf/cm^2 (3.21 MPa)（標準偏差：2.76 kgf/cm^2 (0.27 MPa)），ヤング係数の平均値 $\overline{E}_c=2.7\times10^5$ kgf/cm^2 (2.7×10^4 MPa)（標準偏差：0.21×10^5 kgf/cm^2 (0.2×10^4 MPa)）となった．

Table 3 Properties of AI-series specimens.

specimen	coeff. of crack roughness S	initial crack width (mm)	type of shear loading*	initial external restraint
AI-1	1.65	0.2	reversal(5)	4.0tf(39.2KN)
		0.4		
AI-2	2.07	0.2		
		0.4		
AI-3	1.43	0.2		
		0.4		
AI-4	1.86	0.2	monotonically increase	1.5tf(14.7KN)
				2.5tf(24.5KN)
				3.5tf(34.3KN)
			reversal(5)	4.0tf(39.2KN)
		0.3	monotonically increase	
		0.4	monotonically increase	2.0tf(19.6KN)
			reversal(5)	4.0tf(39.2KN)
			monotonically increase	6.0tf(58.8KN)
				8.0tf(78.4KN)
		0.5	monotonically increase	4.0tf(39.2KN)
		0.7	monotonically increase	10tf(98.0KN)
				12tf(117.6KN)
		0.9	monotonically increase	4.0tf(39.2KN)
				10tf(98KN)
P-AI-1	1.65	0.2	reversal(5)	4.0tf(39.2KN)
		0.4		
P-AI-2	2.07	0.2		
		0.4		

*( ): number of cycles

（ⅳ） 実験方法

実験は，初期ひびわれ幅，ひびわれ面での拘束力およびせん断力が制御可能で，せん断力の交番繰り返しができるように独自に開発した試験装置 Fig. 6 により行った．図のように供試体にロードセル①を介して万能試験機により所定の初期拘束力を加える．このとき，初期ひびわれ幅は，Fig. 6 中に併記したように，供試体切欠き部に挿入した鉄板により所定の値になるように制御した．初期拘束力は万能試験機により加えたまません断試験中放置（油圧一定）し，その間のひびわれ幅の拡大は，試験機の剛性に依存させる（拘束力放置と略称）．せん断荷重は，油圧ジャッキを用い，ルーマニア式せん断試験が可能な載荷桁により載荷した．なお，逆方向のせん断荷重は，供試体左右の載荷桁をそれぞれ回転させて加えた．各荷重段階での測定は，ひびわれ面のせん断荷重および拘束力はそれぞれのロードセル，ひびわれ面での変位量は，せん断変位量およびひびわれ幅拡大量が同時に計測可能な門形クラックゲージ[8]により行い，補足のため，電気式変位計も設置した（Fig. 5 の裏表）．

b） 実験結果および考察

（ⅰ） せん断荷重（Q）～せん断変位（δ_v）関係

Fig. 7 は，交番せん断が $Q\sim\delta_v$ 履歴曲線に及ぼす影響を明らかにするため，初期ひびわれ幅 $C_{w0}=0.4$ mm，拘束力（ロードセル①）$N=4.0$ tf (39.2 kN) 放置とした供試体のうち，供試体 AI-1 ($S=1.65$) および AI-2 ($S=2.07$) の繰り返し 5 回までの $Q\sim\delta_v$ 履歴曲線を示したものである．繰り返し 1 回目と 2 回目以後の曲線形状に，明らかな差が認められる．すなわち，処女載荷では，載荷初期から $Q\sim\delta_v$ 関係が直線状を示すのに対して，2 回目以後では載荷初期にずれ領域（初期かみ合い領域）がみられ，その後 1.0 tf (9.8 kN) 付近にせん断力 Q

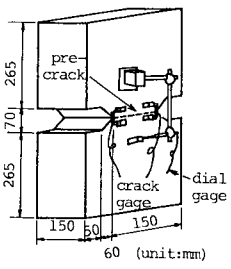

Fig. 5 Detail of AI-series specimen and measuring device.

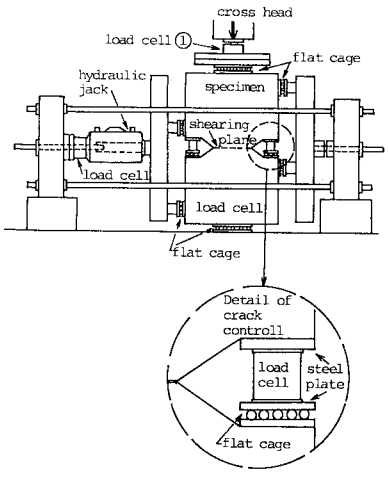

Fig. 6 Loading setup.

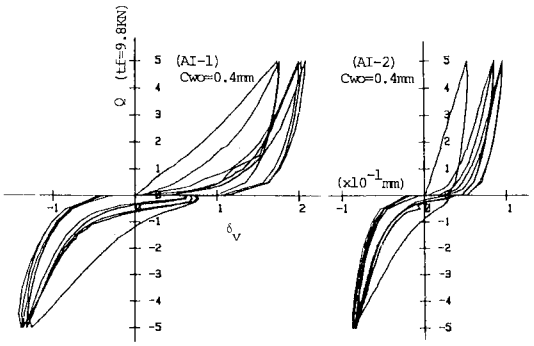

Fig. 7 Shear force v. s. shear displacement hysteresis curves for AI-series specimen.

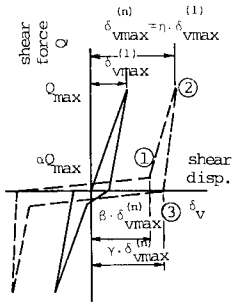

Fig. 8 Idealization of experimental hysteresis curve.

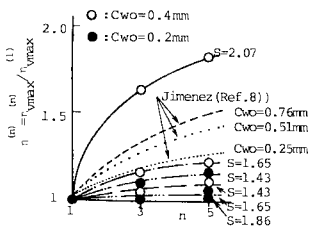

Fig. 9 Increase in maximum shear displacement with number of cycles, n.

の急増点（急変点）が現われるようになる．また，繰り返し回数の増加に伴い最大荷重時のせん断変位量 $\delta_{v\max}$ が増大する．その増加量は1回目から2回目の間が最も大きく，その後繰り返し数とともに減少していくことがわかる．次に，Jimenez ら[7]の提案している $Q\sim\delta_v$ 履歴曲線モデル（Fig. 8 参照）に基づき，各段階での急変点の特性を検討した．Fig. 8 中の急変点①に対応するせん断力およびせん断変位の最大せん断力 $Q_{\max}$ および最大せん断変位 $\delta_{v\max}$ に対する比をそれぞれ，α，β，点②の繰り返し数 n 回目における最大せん断変位 $\delta_{v\max}^{(n)}$ の繰り返し数1回目の最大せん断変位 $\delta_{v\max}^{(1)}$ に対する比を η，点③の最大せん断変位 $\delta_{v\max}^{(n)}$ に対する残留せん断変位の比を γ とすると，各供試体より得られる各係数の平均値は，$\alpha=0.2$，$\beta=0.6$，$\gamma=0.8$ となった．

次に，係数 η について繰り返し数 n との関係で図示すると Fig. 9 となり，Jimenez ら[7]の提案式（Table 2 参照）で表現し得る．

Fig. 7 はまた，ひびわれ面性状により，$Q\sim\delta_v$ 履歴曲線がかなり異なることも示すことがわかる．ひびわれ面性状の影響を検討するため，AI シリーズおよび P-AI シリーズで，$C_{w0}=0.4$ mm，拘束力 4.0 tf（39.2 kN）放置の場合の処女載荷時の $Q\sim\delta_v$ 関係をまとめて示したものが Fig. 10（a）である．これより，供試体 AI-1 および AI-2 のひびわれ面性状を石膏型取りで再現した供試体 P-AI-1，2 の $Q\sim\delta_v$ 曲線には両者の間によい相似がみられ，ひびわれ面性状の再現が可能であることがわかる．Fig. 10（a）における各曲線の直線部勾配を単位変位当たりの応力で表わした値を AI 作用の初期せん断剛性 $K_a^{(1)}$（単位：kgf/cm²/mm＝0.98 MPa/mm）と定義し，Table 4 に各供試体の $K_a^{(1)}$ をまとめて示す．これより，同一ひびわれ幅を有しても $K_a^{(1)}$ にはかなりのばらつきがあることがわかる．各供試体とも拘束条件，載荷方法は同一としてあるので，このばらつきは主にひびわれ面性状によるものと考えられる．各供試体の S と $K_a^{(1)}$ との関係を，初期ひびわれ幅 C_{w0} ごとに Fig. 11 に示す．これより，AI シリーズと P-AI シリーズの間にはよい相関が認められる．ここで，$S\sim K_a^{(1)}$ 関係を，

$$K_a^{(1)}=\nu\cdot\exp(\varkappa\cdot S),\quad \nu,\ \varkappa：\text{実験定数}\cdots\cdots\cdots\cdots(5)$$

で表わし，各初期ひびわれ幅の場合について最小二乗法により実験定数を定め，Fig. 11 中に示す．これらより，ひびわれ面性状は，せん断伝達挙動に大きな影響を及ぼす要因であることがわかる．

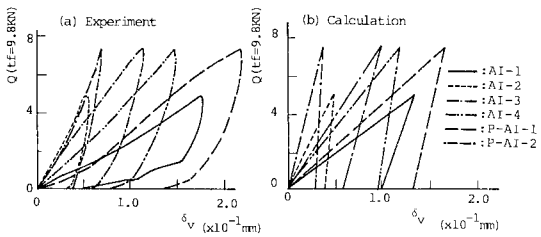

Fig. 10 Comparison of predicted and experimental hysteresis curves for AI and P-AI series specimen.

Table 4 Effect of coefficient of crack roughness on initial shear transfer stiffness.

coeff. of crack roughness, S	initial crack width, Cwo (mm)	initial shear transfer stiffness Ka(1) *
1.43	0.2	382
	0.4	283
1.65	0.2	289
	0.4	149
1.86	0.2	450
	0.4	243
2.07	0.2	524
	0.4	436

* unit: kgf/cm²/mm=0.098MP/mm

次にひびわれ面性状を同一とした場合の初期ひびわれ幅 C_{w0} の影響を明らかにするため，供試体 AI-4 において C_{w0} を種々変化させた場合の1回目載荷時における $Q\sim\delta_v$ 関係を Fig. 12 にまとめて示した．これより，C_{w0} の増加に伴い，AI 作用によるせん断剛性が低下しているのがわかる．$C_{w0}\geqq 0.5$ mm においては載荷初期よりずれ領域が認められるが，せん断力 1.0 tf（9.8 kN）付近で AI 作用による直線領域が現われる．次に，本実験で行った全供試体について，$K_a^{(1)}$ と C_{w0} の関係を

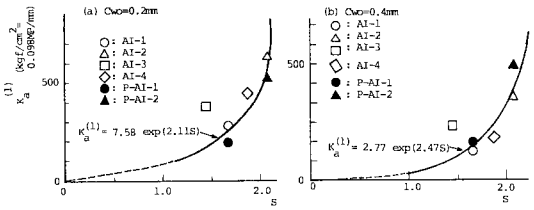

Fig. 11 Correlation between initial shear transfer stiffness and coefficient of crack roughness.

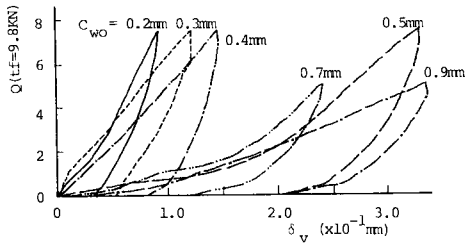

Fig. 12 Effect of C_{wo} on $Q\sim\delta_V$ relationship ($S=1.86$).

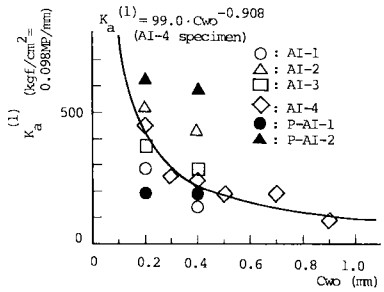

Fig. 13 Correlation between initial shear transfer stiffness and initial crack width.

Fig. 13 に示す．これより，ひびわれ面性状を考慮しない場合（Fig. 13 中の全点），$C_{wo}\sim K_a^{(1)}$ 関係はかなりばらつきがみられるが，ひびわれ面性状を同一とした供試体 AI-4（Fig. 13◇印）については，よい対応関係が認められる．ここでは，この関係を

$K_a^{(1)}=A\cdot C_{\omega 0}^{B}$，$A,B$：実験定数……（6）

とおき，供試体 AI-4 について最小二乗法で実験定数 A，B を求めると，それぞれ 99.0，−0.908 となった．

万能試験機で供試体に加える拘束力 N のうち，切欠き部に設置したロードセルの受け持つ分担力を差引いた力を，ひびわれ面に直接作用する純拘束力 N_0 とし，せん断荷重載荷前にひびわれ面に加える純拘束力を初期純拘束力 N_{0i} とする．ここでは，AI 作用に及ぼす拘束力の影響を検討するため，N_{0i} に着目し，N_{0i} をせん断面積で除した，初期純拘束応力度 σ_{Ni} と $K_a^{(1)}$ の関係を求めたものを Fig. 14 に示す．$K_a^{(1)}$ は，σ_{Ni} の増加に伴い，C_{wo} に関係なく増大している．これはかみ合い時の骨材の乗り越えが σ_{Ni} により抑制されるためと考えられる．

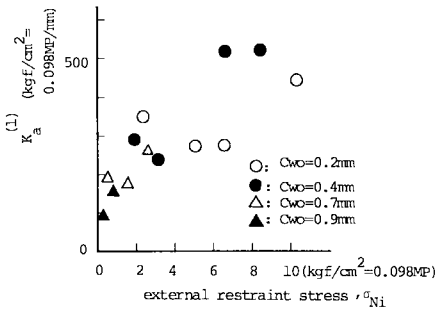

Fig. 14 Correlation between initial shear transfer stiffness and restraint stress ($S=1.86$).

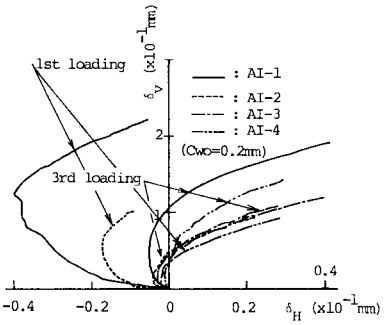

Fig. 15 Shear displacement, δ_V v. s. displacement normal to crack, δ_H relationship.

Table 5 Effect of coeff. of crack roughness S and cyclic loading on δ_V/δ_H.

Initial crack width / number of cycles / S	0.2mm			0.4mm		
	1	3	5	1	3	5
1.65	1.96	2.45	1.97	2.97	2.50	2.73
1.86	1.53	1.86	1.90	2.80	1.83	2.23
2.07	—	1.66	1.75	—	—	1.60

（ii） せん断変位（δ_V）〜ひびわれ幅拡大（δ_H）関係

Fig. 15 は，初期ひびわれ幅 $C_{w0}=0.2$ mm の場合の，1 回目および 3 回目載荷時の $\delta_V\sim\delta_H$ 関係を示したもので，載荷初期には δ_H は減少する傾向がみられる．また，この傾向は 3 回目より 1 回目の方が大きい．その後，せん断変位の増大に伴い転向点が現われ，両者の間に直線関係がみられるようになる．なお，載荷初期に δ_H が減少する原因としては，local roughness の初期せん断破壊によるものが考えられる．ここでは，転向点後の直線部分の傾き δ_V/δ_H に着目した検討を行う．Table 5 は，S の δ_V/δ_H に及ぼす影響をまとめたものであるが，S が大きくなると δ_V/δ_H が小さくなる傾向がある．これは，S が大きいものほどひびわれ面性状は，振幅が大きくなり，周期が小さくなるためであると考えられる．

（3） AI 作用によるせん断剛性の定式化

（1）で検討した AI 作用による初期せん断剛性 $K_a^{(1)}$

に関する一般式，式（4）に基づいて，実験結果との比較，検討により式中の係数を決定し，定式化を試みる．式（4）中（　）内第1項は，初期ひびわれ幅 C_{w0}，および拘束剛性（ここでは試験装置の剛性）K_r のみの影響を表わす項であるため，Jimenez ら[7]によって求められた実験定数を用いると式（4）は次式となる．

$$K_a^{(1)}=\frac{1}{5.55\times10^{-2}(C_{w0}-0.0508)-5.62\times10^{-9}(K_r/C_{w0})+0.0133} \quad \cdots\cdots(7)$$

これを著者らが過去に行った，初期拘束応力が無視できると考えられる実験結果[5]と比較すると Fig. 16 となり，ひびわれ面性状の影響は考慮されていないが，ほぼ同じ傾向を示しているといえる．初期拘束応力 σ_{Ni} の影響については，Fig. 14 において各 C_{w0} に対する $\sigma_{Ni}\sim K_a^{(1)}$ 関係がほぼ比例関係になっていることより，Fig. 17 の関係が得られ，次式で近似できる．

$$K_a^{(1)}/\sigma_{Ni}=130\cdot C_{w0}-9.63 \quad \cdots\cdots(8)$$

次に，ひびわれ面性状に関する項 $h(S)$ については実験により式（5）が得られており，κ はほぼ一定値を示すので実験値の平均値とし，ν については C_{w0} の影響を受けるため次式で表わされるものとした．

$$h(S)=(\nu_1+\nu_2\cdot C_{w0})\cdot\exp(2.25\cdot S) \quad \cdots\cdots(9)$$

ν_1，ν_2 を決定するため，$h(S)=1$ とした場合に式（5）に式（7），（8）を代入して得られる計算値で実験値を除した値を ψ とし，$\psi/\exp(2.25S)$ と C_{w0} の関係をプロットすると Fig. 18 となる．この関係を直線近似して次式が得られる．

$$h(S)=(0.026-0.029\cdot C_{w0})\cdot\exp(2.25\cdot S) \quad \cdots\cdots(10)$$

以上より得られた係数を式（4）に代入すると，AI 作用による初期せん断剛性 $K_a^{(1)}$ が次式で与えられる．

$$K_a^{(1)}=(0.026-0.029\cdot C_{w0})\cdot\exp(2.25\cdot S)\cdot[5.55\times10^{-2}\cdot(C_{w0}-0.0508)-5.62\times10^{-9}(K_r/C_{w0})+0.0133]^{-1}+(130\cdot C_{w0}-9.63)\cdot\sigma_{Ni}] \quad \cdots\cdots(11)$$

式（11）の各要因に実験条件を入れ，$C_{w0}=0.4$ mm における AI シリーズおよび P-AI シリーズについて解析値と実験値を比較した一例を Fig. 10 に併記する．これより，解析では，実験においてみられる載荷初期のずれ変形を考慮していないため，最大ずれ量 $\delta_{V\max}$ にわずかの差がみられるが，直線部（弾性領域）についてはほぼ一致しており，解析はほぼ満足できる結果を与えるものと考えられる．

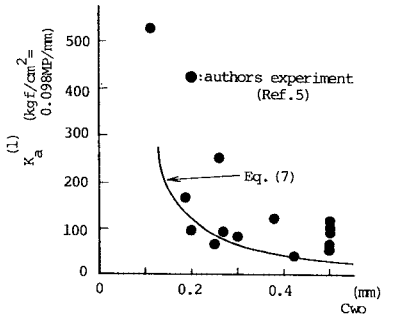

Fig. 16　Comparison of predicted initial shear transfer stiffness using Eq. (7) with experimental results.

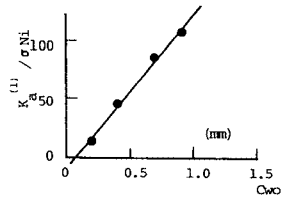

Fig. 17　Relationship between $K_a^{(1)}/\sigma_{Ni}$ and C_{w0}.

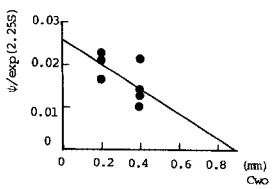

Fig. 18　Relationship between $\psi/\exp(2.25S)$ and initial crack width, C_{w0}.

4.　RC はりのひびわれ面でのせん断伝達挙動

（1）　RC はりのひびわれ面でのせん断挙動の解析

a）　純せん断を受ける RC はり（ひびわれ面にスターラップを有しない）；(Analysis ①)

ひびわれ面に純せん断を受ける RC はりの解析（ひびわれ面で AI と Dowel 作用が共存する場合の精度の確認）を行うために，以下の仮定を設ける．

①　コンクリートと主引張鉄筋はせん断力に対し一体で変形する．すなわち，変形の適合条件が成り立つ．

②　コンクリートと主引張鉄筋のせん断力分担割合は，AI および DW 両作用のせん断剛性の比となる．

これらの仮定のもとに断面内の力のつり合いよりせん断挙動を求める．ここでは，交番繰り返し載荷による AI 作用における急変点は 3.（2）で得られた実験結果を用いる．

b）　曲げとせん断を受ける RC はり（Analysis ②）

ひびわれ面をはさみ曲げとせん断を受ける RC はりの解析のため，a）で設定した仮定に次の仮定を加える．

①　はりの変形はひびわれ部に集中する．

②　鉄筋の伸びは鉄筋位置のひびわれ幅変化に等しい．

③　断面内で平面保持が成り立つ．

④　コンクリートと鉄筋の応力～ひずみ関係は，道路橋示方書（コンクリート橋編）規定[9]の関係に従う．

⑤　鉄筋（D 10）の付着はひびわれ位置より両側に 15 cm[10]にわたり完全に失われている．

⑥　はりは層状（Fig. 20 参照）に重ね合わされており，応力は各層内では一様分布している．

⑦　ひびわれの貫通後に，圧縮域では初期に生じたひびわれ幅が変化しないものとする．

⑧ ひびわれ幅の断面内分布は，中立軸位置より下縁まで線形に増大する．

Fig. 19 に解析フローを示し，以下概略説明する．まず，鉄筋位置のひびわれ幅を設定して鉄筋応力を求め，平面保持の仮定を利用して中立軸位置 x を求める．

仮定⑥～⑧より，はりはFig. 20 でモデル化される．

ひびわれ面に作用するせん断力 Q は，モーメント M のつり合いおよび載荷条件（$M/Q=\mu$）より次式で求まる（記号は Fig. 20 参照）．

$$Q=T(d-x+Z')\cdot(1/\mu) \quad \cdots\cdots(12)$$

以上の中で，せん断力 Q および中立軸位置 x はひびわれ幅の変化に支配され，各層のせん断剛性もひびわれ幅により変化する．そこで，せん断力をひびわれ幅の変化に応じた各荷重段階 $Q(\mathrm{I})$ に分けて考える．ひびわれ面での初期せん断剛性 $K^{(1)}(\mathrm{I})$ はコンクリート各層の AI と鉄筋の DW 作用の累加として次式で求める．

$$K^{(1)}(\mathrm{I})=\sum_{i=1}^{n} K_{ai}^{(1)}(\mathrm{I})+K_d^{(1)} \quad \cdots\cdots(13)$$

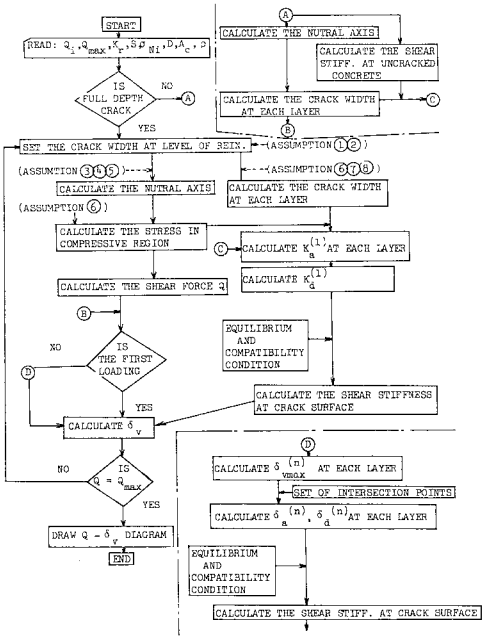

Fig. 19 Flow of analysis ②.

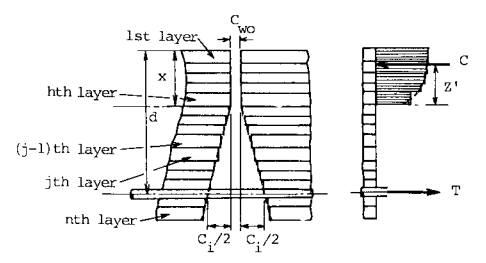

Fig. 20 Beam model of cracked section.

ここで，$K_{ai}^{(1)}(\mathrm{I})$ は荷重段階 I での i 層の AI 作用による初期せん断剛性，$K_d^{(1)}$ は鉄筋のホゾ作用による初期せん断剛性[3]である．

（2） 純せん断および曲げとせん断を受ける RC はりのせん断挙動の実験および解析結果の比較

a） 実験概要

実構造物への適用を考慮し，純せん断および曲げとせん断を受ける RC はりのひびわれ面でのせん断挙動に関する実験を実施した．後者の場合，曲げにより，ひびわれ断面内に圧縮部と引張部が存在し，同一断面内においても AI 作用の寄与に差が生ずる．さらに，曲げにより引張側のひびわれ幅が増加するため，圧縮域が変化することが考えられ，載荷中の AI 作用の変化も同時に考慮しなければならない．これらを考慮できるように，ひびわれ面は AI シリーズのひびわれ面性状を再現した人工ひびわれ面とした．また，ひびわれが圧縮縁まで貫通していない場合のコンクリート圧縮部のせん断伝達の影響を調べるため，ひびわれの断面内進行程度を変えた場合の曲げ，せん断試験を実施した．なお，コンクリートの配合および使用材料は 3. と同一である．

（i） 供試体の形状，寸法および種類　供試体の形状，寸法を Fig. 21 に示す．供試体は，中央に 15 cm 平方のせん断面を有する RC はりで，主鉄筋に D 10 鉄筋を，せん断補強筋に ϕ 6 mm 筋を配置した．供試体の種類と対応する記号を Table 6 に示す．各供試体番号は AI シリーズと同一番号のひびわれ面性状と対応させたものである．

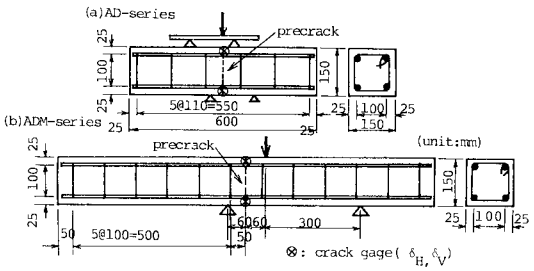

Fig. 21 Detail of beam type specimens and loading setup.

Table 6 Properties of AD and ADM-series specimens.

specimen		* initial crack width (mm)					coeff. of crack roughness S	depth of crack (cm)
		Cw①	Cw②	Cw③	Cw④	Cwo		
AD	1	0.25	0.16	0.11	0.12	0.16	1.65	
	2	0.30	0.24	0.20	0.22	0.24	2.07	
	3	0.14	0.15	0.23	0.24	0.19	1.43	
	4	0.34	0.14	0.54	0.32	0.34	1.86	
	0	—	—	—	—	0.0	—	
ADM	1	0.14	0.04	0.23	0.15	0.15	1.65	full
	2	0.13	0.29	0.15	0.28	0.21	2.07	full
	3	0.14	0.41	0.27	0.56	0.34	1.43	full
	4	0.17	0.13	0.14	0.21	0.19	1.86	full
	H3	—	—	—	—	0.20	1.43	6
	H4	—	—	—	—	0.20	1.86	12

*①-④: crack gage number

（ii） 供試体の作製　AD(純せん断)および ADM(曲げとせん断) シリーズ供試体は AI シリーズのひびわれ面性状を再現するため，供試体 AI-1～4 のひびわれ面を右官で型取りし，これを型枠として 2 回に分けてコンクリートを打設した．ADM-H シリーズ供試体では，型取りした石膏をひびわれの断面内進行程度に応じて切断し，型枠として使用して 3 回に分けてコンクリートを打設した．

（iii） 載荷方法および測定方法　載荷は，Fig. 21 に併記のように，曲げとせん断を受ける場合は $M/Q=6$ cm になるように支点を設置し，ひびわれ面に曲げモーメントおよびせん断力を作用させた．載荷ピッチおよび繰り返し数は AI シリーズとほぼ同様とした．ひびわれ面に対する負載荷は，正載荷荷重の除荷後，支点を対称に移動して行った．各荷重段階におけるひびわれ面の変形量は，Fig. 21 に示す位置で測定した．

b） 実験結果および考察

（i） せん断力(Q)～せん断変形(δ_V) 関係　Fig. 22 に供試体 AD-1 および ADM-4 に関する交番繰り返しせん断載荷時の $Q\sim\delta_V$ 関係の実験および解析結果を比較したものを示す．実験結果によると，処女載荷時と 3，5 回目載荷時の形状に明らかな差がみられる．すなわち，処女載荷時は，$Q\sim\delta_V$ 関係は載荷初期よりほぼ直線関係を示すが，2 回目以降の $Q\sim\delta_V$ 関係には初期すべりがみられ，1.0 tf (9.8 kN) 近傍を変曲点として直線関係を示すようになる．解析結果は，実験と比べて処女載荷時の形状にわずかの差がみられるが，繰り返しによる履歴形状はほぼ一致している．除荷時の挙動では，実験結果に比べ δ_V の回復が全体的に大きくなっている．これは，解析においては除荷に伴う変形の回復が瞬時に起こるとしているためである．

Fig. 23 は，ひびわれの断面内進行程度を変化させた供試体 ADM-H3 および H4 の処女載荷時の $Q\sim\delta_V$ 関係を実験と解析で比較したものを示す．ひびわれ進行が下縁より 6 cm でほぼ弾性挙動を示している供試体 ADM-H3 の場合，実験値と解析値はよい一致を示す．一方，計算上の中立軸を越えるひびわれを有する供試体 ADM-H4 の場合，大きなせん断変位を示すのみならず残留変位も生ずるようになる．これらは除荷時の実験における回復変位の遅れを除いて実験値と解析値はほぼ一致している．

（ii） せん断変位 (δ_V)～ひびわれ幅拡大 (δ_H) 関係

各供試体の変曲点以降の直線領域の傾き δ_V/δ_H を繰り返し回数ごとにまとめたものを Table 8 に示す．これよりひびわれが断面を貫通していない ADM-H シリーズの場合，δ_V/δ_H はひびわれの進行程度により大きく異なる．また，Table 8 より，曲げとせん断を受けるはりにおいてひびわれが断面を貫通した場合の δ_V/δ_H の最小値が約 1.3，ひびわれが断面全高の 8 割進行している場合（ADM-H4）の δ_V/δ_H が 1 前後となっていることより，ひびわれの断面貫通の有

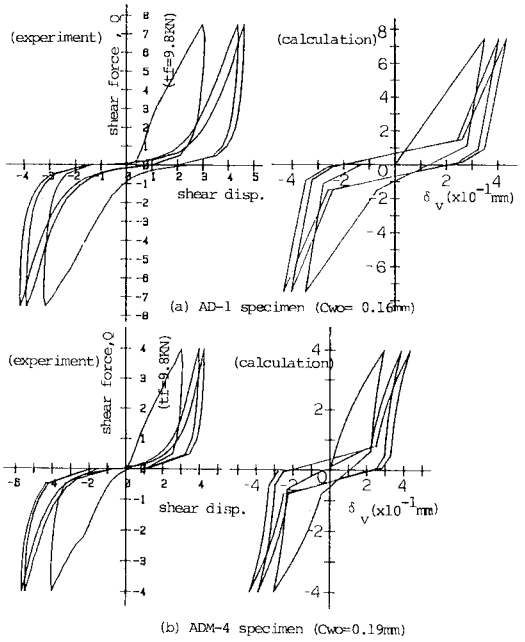

Fig. 22　Shear force v. s. shear displacement hysteresis curves for AD and ADM-series specimens.

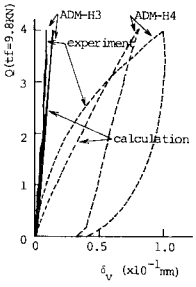

Fig. 23　Comparison of predicted and experimental shear force v. s. shear displacement hysteresis curves for ADM-series specimen.

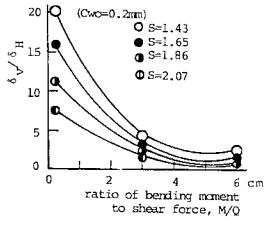

Fig. 24　Effect of M/Q on δ_V/δ_H.

Table 7　Comparison of initial shear transfer stiffness with experimental results.

specimen	initial shear transfer stiffness*			theo. value / exp. value (%)	$K_{adm}^{(1)}$ / $(K_{ad}^{(1)})_{theo.}$
	experimental value, $K_{ad}^{(1)}$	theoretical value(analysis 1) $K_{ad}^{(1)}$	theoretical value(analysis 2) $K_{adm}^{(1)}$		
AD-1	111.9	95.4	94.0	85.2	0.986
AD-2	———	126.8	126.5	———	0.998
AD-3	85.3	53.8	53.4	63.1	0.993
AD-4	82.4	59.3	59.8	72.0	1.007

* unit: $kgf/cm^2/mm=0.098MP/mm$

Table 8 Summary of experimental results on δ_V/δ_H.

specimen		initial crack width, Cwo(mm)	coeff. of crack roughness, S	number of cycle 1	3	5
AD	1	0.16	1.65	2.40	2.14	2.03
	2	0.24	2.07	2.40	2.35	2.29
	3	0.19	1.43	2.95	2.38	2.35
	4	0.34	1.86	3.38	2.83	2.51
ADM	1	0.15	1.65	1.80	1.31	1.47
	2	0.21	2.07	1.93	1.48	1.31
	3	0.34	1.43	4.40	1.96	2.86
	4	0.19	1.86	2.68	1.50	1.45
	H3	0.2	1.43	0.05	0.13	0.11
	H4	0.2	1.86	1.24	0.88	0.79

無が δ_V/δ_H で判断でき，その値は1.0程度が目安となることが推察される．

（ⅲ） 解析によるせん断伝達特性の評価　純せん断および曲げ（M）とせん断（Q）を受ける場合の整合性を検討するため，曲げとせん断を受ける解析フローにおいて $M/Q=1/30$ cm とした場合の初期せん断剛性の比較を Table 7 に示す．これより，両剛性がよい一致を示していることから，両解析の整合性は良好であることがわかる．次に，$C_{w0}=0.2$ mm で一定とし，載荷条件 M/Q を変化させた場合のそれぞれのひびわれ面性状係数 S に対する $\delta_V/\delta_H \sim M/Q$ 関係を Fig. 24 に示す．これより，δ_V/δ_H は，$M/Q \geqq 3$ cm では S にはほとんど影響を受けずほぼ一定となり，1～3程度の値となる．

5. 結　　論

本研究は，RC部材のひびわれ面でのせん断伝達挙動を変形特性に着目して，従来考慮されていなかったひびわれ面性状を加味し，実験的および解析的に検討したものである．得られた結果を要約すると次のようになる．

（1） コンクリートひびわれ面での骨材のかみ合い（AI）作用によるせん断伝達剛性 $K_a^{(1)}$ に寄与する要因として，主に粗骨材によって支配されるひびわれ面の形状を考慮する必要があることが明らかとなった．この影響はひびわれ面の凹凸の傾きの標準偏差で表わされる，ひびわれ面性状係数 S で定量化できる．

（2） 骨材のかみ合い（AI）作用に寄与すると考えられる要因相互の関係に基づいて定式化したせん断伝達剛性 $K_a^{(1)}$ を，ひびわれ面に正負交番繰り返し純せん断および曲げとせん断を受けるRCはりの解析に適用した結果，ほぼ実験結果を満足するせん断伝達挙動が得られることが明らかとなった．

（3） 骨材のかみ合い後のひびわれ面におけるせん断変形（δ_V）とひびわれ幅拡大変形（δ_H）の関係はほぼ直線関係を示し，その勾配 δ_V/δ_H は各要因の影響を受ける．特に，ひびわれ面に曲げとせん断を受けるはりにおいて，ひびわれの断面貫通の有無が δ_V/δ_H で判断でき，その値は1.0程度が目安となる．

（4） ひびわれ面に曲げとせん断を受けるRCはりに関する解析結果によると，初期ひびわれ幅 C_{w0} が一定の場合，δ_V/δ_H は曲げせん断力比 M/Q が一定値以上ではひびわれ面性状係数の影響はほとんど受けなくなる．

参 考 文 献

1) 岡田・岡村・園田・島田：道路橋鉄筋コンクリート床版のひびわれ損傷と疲労性状，土木学会論文報告集，第321号，May 1982.
2) ACI：Shear in Reinforced Concrete, Vol. 1, 2, SP-42, 1974.
3) 日本コンクリート工学協会：RC構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集，June 1982.
4) Hamadi, Y. D. and Regan, P. E.：Behavior in Shear of Beams with Flexural Cracks, Mag. of Conc. Res., Vol. 32, No. 111, June 1980.
5) 西村・藤井・宮本・小林・串田：コンクリートひびわれ面でのせん断伝達機構に関する研究，建設工学研究所報告，第23号，Nov. 1981.
6) Fardis, M. N. and Buyukozturk, O.：Shear Transfer Model for Reinforced Concrete, Proc. of ASCE, Vol. 105, EM 2, April 1979.
7) Jimenez, R, White, N. and Gergely, P.：Cyclic Shear and Dowel Action Models in R/C, Proc. of ASCE, Vol. 108, ST 5, May 1982.
8) 西村・長沢・堀内：ひびわれ計の試作とその応用について，土木学会第30回年次学術講演会概要集，Oct. 1975.
9) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（コンクリート橋編），Jan. 1978.
10) 藤井・北村・荒木：プレテンションPC桁端部の水平ひびわれ幅制御について，プレストレストコンクリート，Vol. 16, No. 6, Dec. 1974.

（1984. 10. 29・受付）