

腐食ひび割れの発生機構に関する研究

堤 知明¹・松島 学²・村上祐治³・関 博⁴

¹正会員 工修 東京電力株式会社 電力技術研究所構造研究室 主任研究員 (〒230 横浜市鶴見区江ヶ崎4-1)

²正会員 工博 東電設計株式会社 耐震技術部 課長 (〒110 東京都台東区東上野3-3-3)

³正会員 工博(株)間組 技術研究所研究第四部 主任研究員 (〒305 茨城県つくば市荻間字西向515-1)

⁴正会員 工博 早稲田大学 理工学部土木工学科 教授 (〒169 東京都新宿区大久保3-4-1)

塩害による鉄筋コンクリート構造物の劣化のうち、鉄筋の腐食によるひび割れの発生は、その後の劣化が急速に加速されることから重要な限界状態の一つである。このため、円筒モデルを用いた腐食ひび割れ発生に関する研究が従来より行われてきた。しかしながら、実際のひび割れを観察すると、かぶりが薄い場合は、鉄筋に沿った剝離となり、厚い場合はひび割れとなる現象が認められ、その発生メカニズムの区分については必ずしも明らかになっていない。本研究は、ひび割れと剝離の発生メカニズムの物理モデルを提案し、電食実験および静的破砕剤による破壊実験を行い、あわせて現場の劣化調査から、その妥当性を調べたものである。

Key Words: crack models, galvanic corrosion test, pressure test due to expansive demolition agency, survey in situ

1. はじめに

塩害による鉄筋コンクリート構造物の劣化の進行は、塩化物イオンの浸透に始まり、鉄筋腐食開始、腐食膨張圧によるひび割れ発生、その後の靱性低下と進み、最終的には耐荷力低下に至る。これらの内、腐食ひび割れが発生すると鉄筋腐食速度が急激に加速されることから、構造物にとって重要な限界状態として定義される。このため、腐食ひび割れの発生機構に関する研究が従来より行われてきた。たとえば須田¹⁾は、鉄筋の腐食膨張圧により鉄筋に沿ったひび割れの発生をモデル化するために、膨張圧を内圧とした厚肉円筒モデルを提案している。筆者ら²⁾も同様なモデルを提案した。しかしながら、実際のひび割れを観察すると、図-1に示すようにかぶりがある程度あると、鉄筋軸に沿ったひび割れ(以下、鉄筋軸ひび割れと称する)を生じるが、鉄筋のかぶり厚さが薄い場合は、鉄筋に沿ったひび割れが発生する前に剝離する現象(以下、剝離ひび割れと称する)が見られる。鉄筋軸ひび割れおよび剝離ひび割れの発生機構の区分については、まだ不明な点が残されている。Browne等³⁾は、この違いは鉄筋のかぶり厚さ t_p と鉄筋径 ϕ の比 t_p/ϕ を指標として表され、 $t_p/\phi > 1.5$ 以上の時は鉄筋軸ひび割れを、以下の時は剝離ひび割れが発生することを示しているが、その理由については論じていない。劣化の形態が鉄筋軸ひび割れと剝離ひび割れでは直接塩分環境下に接する鉄筋の面積に大きな違いが生じることから、その後の劣化進行速度に差が生じるものと考えられ、ひいて

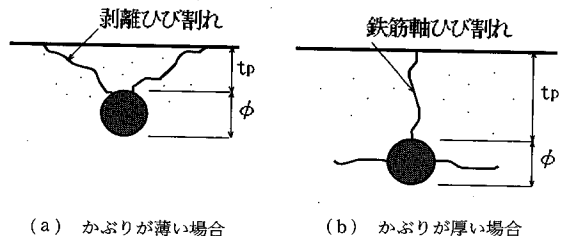


図-1 ひび割れパターン

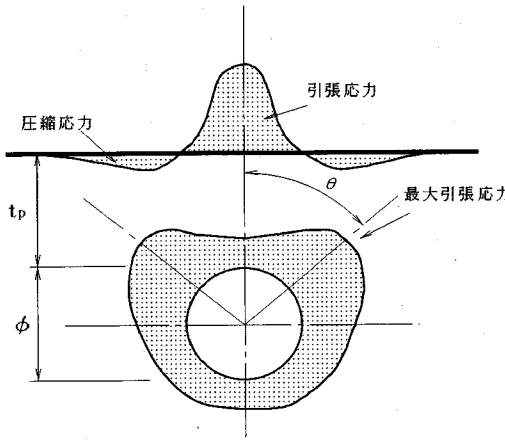
は構造物の補修時期の設定に影響を与えることになる。本研究では、かぶりの相違による鉄筋軸ひび割れのない剝離ひび割れの発生関係を弾性論を用いてモデル化し、電食実験および静的破砕剤によるひび割れ実験から、モデルの妥当性を検証した。さらに現場調査からもひび割れ発生関係を検討した。

2. 弾性論による検討

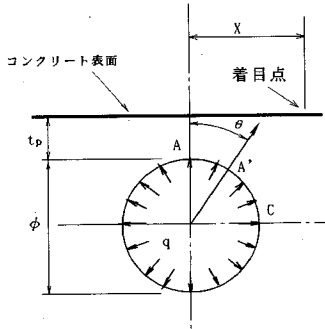
一般に、所要のかぶりを取れば、鉄筋腐食によるひび割れの発生は式(1)で示される薄肉円筒モデルにより表される³⁾。

$$\frac{p_u}{\sigma_c} = k - 1 \quad k = \frac{D}{\phi} \quad (1)$$

ここで、 p_u は腐食膨張圧、 σ_c はコンクリートの引張強度であり、 $D = 2t_p + \phi$ で表され、 t_p は鉄筋のかぶり、 ϕ は鉄筋径である。このモデルの場合、腐食膨張による内圧



(a) 応力状態



(b) 座標位置関係

図-2 円孔を持つ半無限板の円孔周辺および表面応力状態 (模式図)

は円筒断面で均等になるので、ひび割れはどの方向に対しても同等に発生する確率を持っている。しかしながら、実構造物の劣化調査によると、鉄筋軸方向に沿ったひび割れではなく剥離ひび割れを生じている場合が見受けられる。このような劣化は、かぶり不足による場合が多く⁴⁾、薄肉円筒モデルでは説明できない。内圧を受けるかぶりが薄い場合の円孔周方向およびコンクリート表面の応力の分布は、応力集中問題として弾性論から導くことが出来る⁹⁾。このような応力状態の模式図を図-2に示す。本図にみられるように、円孔周辺の引張応力は薄肉円筒モデルで示されるような全周方向に等圧ではなく、かぶり方向に対しある角度を持った位置に応力集中が生じる。この応力集中が、かぶりが薄い場合に剥離ひび割れとなる現象を説明出来るものと考えられる。図-2のような半無限平板中の円孔に内圧 q が加えられた場合の円孔縁表面の接線方向応力 σ_θ は、弾性論から式(2)のように表される。式(2)は剥離ひび割れの進展を説明するものではないが、初期ひび割れの発生位置推定に有効

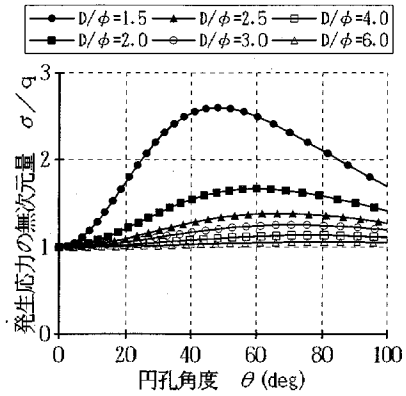


図-3 円孔円周の引張応力の分布と D/ϕ の関係

と考えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= q \left\{ -1 + \frac{2(\cosh^2 \alpha - \cos^2 \beta)}{\sinh^2 \alpha} \right\} \\ \pi - \theta &= \sin^{-1} \left(\frac{\sinh \alpha \cdot \sin \beta}{\cosh \alpha - \cos \beta} \right) \\ \alpha &= \cosh^{-1}(D/\phi) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここで、 $D=2t_p+\phi$ 、 α 、 β は双曲座標として決定された共役調和関数の係数である^{7),8)}。

円孔まわりの応力 σ_θ は、直線への最近点 A でかえって低く、常に圧力 q の絶対値に等しい引張応力しか示さず、 σ_θ の最大値はむしろその両側の範囲にある A' 点で生じる。すなわち、円孔へりでの σ_θ は、A' 点で最大値、最近点 A 点で極小値 q をとる。図-3 に円孔円周の引張応力の分布と D/ϕ の関係を示す。同図にみられるように、 D/ϕ の値が小さな時 (<3.0) は、円孔円周に卓越する最大値が見られるが、それ以上の値になると円周方向の引張応力はほとんど等しくなり、円筒モデルが適用できるものと思われる。また、応力の最大値の発生する位置は D/ϕ の関数となる。式(2)より σ_θ が最大値となるのは $\cos^2 \beta = 0$ となる位置であることがわかる。このときの円孔縁の位置 (θ_{\max}) は式(3)のように求められる。

$$\pi - \theta_{\max} = \sin^{-1} \left(\frac{\sinh \alpha}{\cosh \alpha} \right) \quad (3)$$

最大引張応力の発生位置と D/ϕ の関係を図-4 に示す。図にみられるように、かぶりが小さくなるにつれて、剥離ひび割れの角度は小さくなる傾向がある。発生位置は D/ϕ が 2.0 では 60 度前後となるが、 D/ϕ が 4.0 では 80 度前後となっている。この図だけからみると、 D/ϕ が大きくなるとひび割れ角度は 80 度となるために、剥離をするように見える。しかしながら、図-3 に見られるように D/ϕ が大きくなる ($D/\phi > 3.0$) と最大値はあまり卓越しなくなり、コンクリート強度や鉄筋の腐食方向のばらつきを考えると、ほぼ円周上に均等の応力となり、最

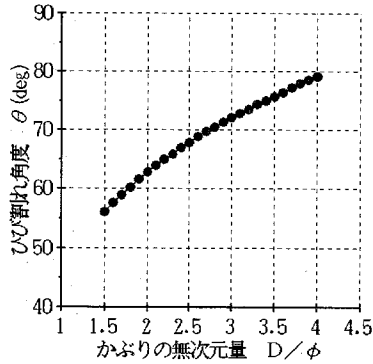


図-4 最大引張応力の発生位置と D/ϕ の関係

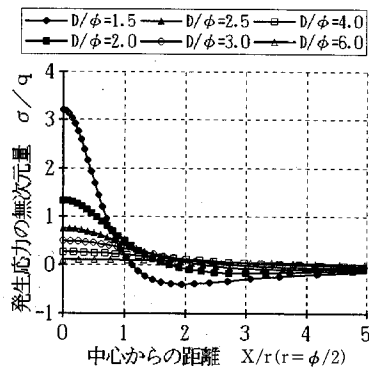


図-5 コンクリート表面の応力

大値の意味はなくなる。従って、この図のひび割れ発生は、 $D/\phi < 3.0$ 前後の時に成り立つものと考えられ、剝離ひび割れの角度は $60 \sim 70$ 度前後であることがわかる。

次に、表面の応力分布について検討する。コンクリート表面は、かぶりが薄い場合は鉄筋の腐食膨張圧により図-2 (a)に示すようにかぶりコンクリートを押し広げるような力を受け、厚くなるにしたがってその影響は小さくなる。前述の弾性論⁹⁾によると、コンクリート表面の応力分布は、式(3)で表される。

$$\sigma_x = -2q \cdot \frac{(1 - \cos^2 \beta) \cos \beta}{\sinh^2 \alpha} \quad (3)$$

ここで、 q は内圧を表し、 α 、 β は次式から求められる。

$$\alpha = \cosh^{-1}(D/\phi) \quad (4)$$

$$X/r = \frac{\sinh \alpha \cdot \sin \beta}{1 - \cos \beta}, r = \frac{\phi}{2}$$

X は鉄筋直上のかぶりコンクリートの位置から着目点までの距離である (図-2 参照)。

D/ϕ をパラメータに、表面の引張応力の分布を求め、図-5に示す。図にみられるように引張応力は、鉄筋上部のコンクリート表面で最大値をとり、中央から離れる

表-1 コンクリート配合

粗骨材 最大寸法 (mm)	セメント 比	細骨 材率 (%)	単位量 (kg/m ³)				混和剤 (AE 剤) (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	
10	50	46	175	350	804	972	0.03

に従い小さくなり、ある程度離れると圧縮応力になる。

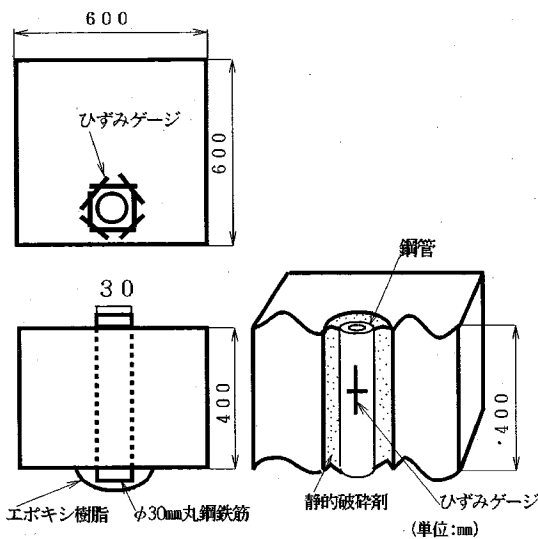
この応力が働く状況は、 D/ϕ が小さいほど、すなわち、かぶりが小さいほど顕著である。円孔の引張応力と比較すると、 $D/\phi = 1.5$ のときは、円孔の両サイドよりも鉄筋直上の表面コンクリートの方が引張応力が卓越し、表面コンクリート部からひび割れが発生することを示唆している。そして、 $D/\phi = 2.0$ 以上になると、引張応力は円孔円周方向の方が大きくなる。特に、 $1.5 < D/\phi < 3.0$ の範囲では、かぶり直上から 60 度方向に応力が卓越する傾向が認められ、剝離ひび割れを生じることが予想される。

3. モデル試験による検討

(1) 実験概要

かぶりを変化させた供試体を作成し、電食および静的破砕剤を用いたひび割れ形態の発生機構の力学的挙動の考察と物理的モデルの検証を目的に実験を行った⁹⁾。電食実験は実際の腐食現象を模擬したもので、腐食程度、発生位置にばらつきが生じるのに対し、静的破砕剤は一様に膨張するため、前章で示した物理モデルに近い応力状態になると考えられる。

実験に使用したコンクリートの配合を表-1に示す。粗骨材の最大寸法は 10 mm であり、普通ポルトランドセメントを使用し、大井川産の川砂を細骨材にまた秩父産の碎石を粗骨材に使用した。混和剤としては AE 剤を用い、空気量を 6% に調整した。供試体形状を図-6に示す。同図に示すように、供試体は 60 cm \times 60 cm \times 40 cm の直方体であり、電食実験用供試体は $\phi = 30$ mm の丸鋼を埋設してある。静的破砕剤実験用供試体では充填孔として $\phi = 30$ mm の円孔を設けた。鉄筋腐食および破砕剤の膨張圧による鉄筋、充填孔周辺のひずみ分布を把握するために図-6に示すようにひずみゲージを貼付した。ゲージ長は、供試体の粗骨材最大寸法が 10 mmであることを考慮してその 3 倍程度の 30 mm とした。一方、静的破砕剤による膨張圧を測定するために、図-6 (b)に示すように鋼管の外周面に貼付した直交ひずみによる膨張圧の測定方法を用いた¹⁰⁾。実験ケースは、表-2に示すとおりかぶり (t_p) を 10 mm、 30 mm、 100 mm、 150 mm および 285 mm に変化させた 5 ケースである。



(a) 鉄筋腐食実験の供試体 (b) 静的破砕実験の供試体

図-6 供試体形状・寸法図

表-2 実験ケース

かぶり t_p (mm)	10	30	100	150	285
D/ϕ	1.67	3.00	7.67	11.0	20.0

注) 鉄筋径は全て $\phi = 30$ mm

$$D = 2t_p + \phi$$

(2) 実験方法

電食実験装置の概要を、図-7に示す。供試体は3%塩化ナトリウム水溶液中に浸漬させ、丸鋼鉄筋側をアノード極、銅板側をカソード極に接続した。銅板は実際の腐食を模擬するためにかぶり側に設置し、定電流装置により 50 mA/cm^2 の電流を通電させた。鉄筋周辺のひずみデータの計測間隔は1時間毎とし、目視によりひび割れが発生した時点で通電を停止した。実験終了後、ひび割れ状況、鉄筋腐食のスケッチを行った。さらに、鉄筋を10%クエン酸アンモニウムに浸漬させて錆を落とし、実験前後の鉄筋重量変化から重量減少量を算出した。静的破砕剤実験は破砕剤にブラスターを使用し、充填孔周辺および膨張圧のひずみデータは30分毎に計測した。供試体が破砕した時点でひび割れ状況をスケッチした。

(3) 実験結果

a) 鉄筋重量減少量および内部応力と D/ϕ の関係

図-8に電食実験終了時の鉄筋腐食状況を、また、図-9にひび割れ発生までの積算電流量と鉄筋重量減少率を鉄筋かぶりのパラメータ D/ϕ ($D = 2t_p + \phi$, $\phi = 30$ mm) の関数として示す。図-8よりひび割れ発生時の腐食量

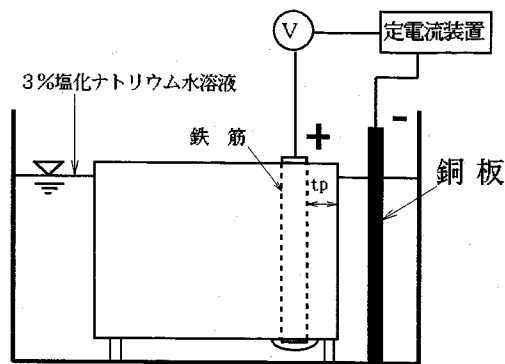
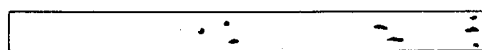
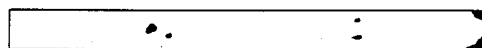


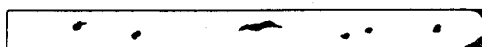
図-7 電食実験



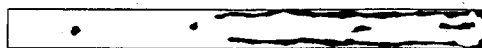
(a) $D/\phi = 1.67$



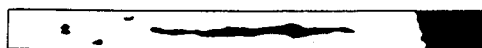
(b) $D/\phi = 3.00$



(c) $D/\phi = 7.67$



(d) $D/\phi = 11.0$



(e) $D/\phi = 20.0$

供試体下端 ← → 供試体上端

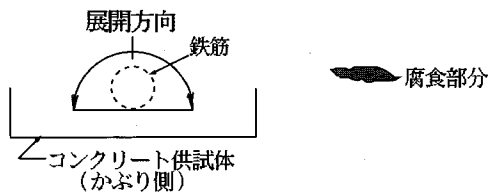


図-8 鉄筋腐食状況

は、 D/ϕ が小さい場合はかぶり側に点状の腐食が生じているのに対し、 D/ϕ が大きくなるにつれて腐食面積が増加していることが分かる。図-9から D/ϕ と重量減少率および積算電流量は、ほぼ比例関係にあり、かぶりが増えるほど、ひび割れ発生までに必要な腐食量が増加している。静的破砕剤による供試体のひび割れ発生時の内

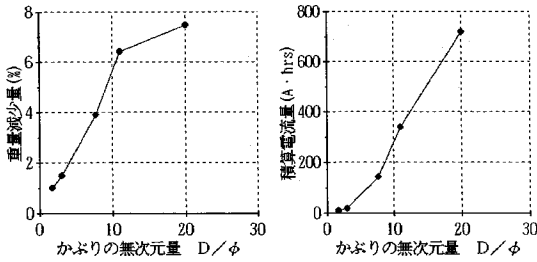


図-9 積算電流量、重量減少量と D/ϕ の関係

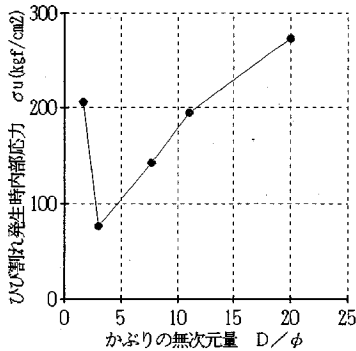


図-10 D/ϕ と破壊内部応力の関係

部応力 (σ_u) と D/ϕ の関係を図-10 に示す。同図からかぶり厚くなると破壊発生までの内部応力が増加する傾向が認められる。しかしながら、かぶり 10 mm の $D/\phi = 1.67$ の場合のみ他のかぶり厚と傾向が異なり、大きな内部応力となるまでひび割れの発生が認められない。

b) 鉄筋周辺のひずみ分布

電食実験による鉄筋周辺のひずみ分布の変化を図-11 に示す。いずれの供試体も時間が経過するにつれ、ひずみの増加が認められるが、その傾向はかぶりによって異なっている。 $D/\phi < 3.0$ では、鉄筋周辺でかぶり側のひずみが急激に増大し、破壊に至っているのに対し、かぶり反対側のひずみは若干増加しているもののその増加はかぶり側よりもはるかに小さい。これは、腐食が主にかぶり側で発生し膨張圧偏ったことに加え、かぶりが薄いため膨張圧を拘束する力が小さく、かぶりコンクリートを押抜くような引張応力が作用したためと考えられる。これに対し、 $D/\phi = 7.67$ 以上になると、ひずみは鉄筋周辺にほぼ同じように増大し、破壊に至っている。図-12 は静的破砕剤による鉄筋周辺のひずみ分布を示したものである。ひずみの増加は電食実験の場合とほぼ同様であり、 $D/\phi \leq 3.0$ までは、かぶり側のひずみが増大して破壊に至っている。 $D/\phi \geq 7.67$ になると全周方向にひずみが均等に増加し、破壊に至っている。筆者等は、既にこれら

の実験結果に基づき BEM による応力解析を実施している⁹⁾。それによると、鉄筋腐食によるひび割れ実発生条件は、 $D/\phi > 3$ の場合は概ね薄肉円筒モデルで表現可能であるが、 $D/\phi \leq 3$ の場合は応力分布が異なり、式(2)で示される応力集中モデルが適当と考えられた。

c) ひび割れ状況

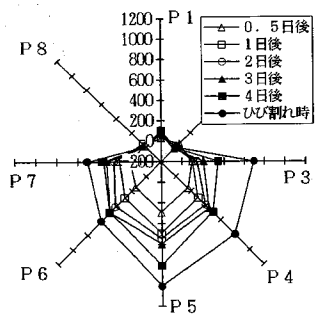
実験で観察されたひび割れの発生形態を図-13 に示す。いずれの場合にもかぶり側およびかぶり反対方向にひび割れが観察されるが、 $D/\phi = 1.67$ の場合は、電食実験、静的破砕剤ともかぶり側に剥離ひび割れが観察され、 $D/\phi \geq 3.0$ では鉄筋軸ひび割れとなっており、前章までの推定を裏付けるものとなっている。

4. 現場調査による検討

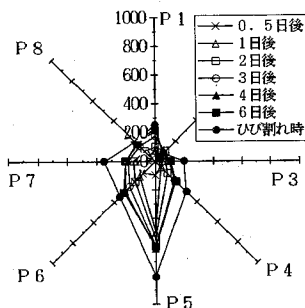
2章および3章で示した理論および実験の妥当性を検証するために、実構造物の劣化調査を行った。対象とした構造物は、東京湾に面した護岸構造物である。調査に当たって、鉄筋相互の影響を受けない程度に鉄筋間隔があるものを選んだ。実際には、図-14 に示すように剥離ひび割れの場合、最大剥離箇所の剥離幅 B とかぶりからひび割れ角度を定義した。剥離ひび割れの場合ひび割れがコンクリート表面に達すると、表面に平行になることが観察される。この現象は、かぶりが薄い場合は特に顕著であった。従って、剥離ひび割れの先端は、コンクリート表面になると表面モルタルに沿ってひび割れが進展するので、調査では同図に示すようにひび割れの曲率が一番大きな箇所を目視により判断し、剥離幅 B とした。

$$\tan^{-1}(\theta) = \frac{B - \phi}{2 \cdot t_p} \quad (5)$$

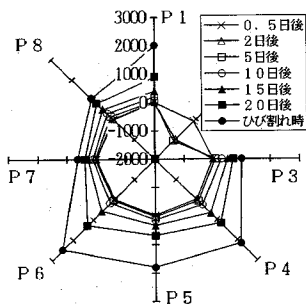
ここで、 B : 最大剥離幅 (cm)、 t_p : かぶり深さ (cm)、 ϕ : 鉄筋径 (cm) である。なお、かぶり深さ t_p および鉄筋径 ϕ は、最大剥離幅の測定の後、かぶりコンクリートをはつり実測した。得られたデータは全 14 ケースである。図-15 にひび割れ角度 θ と D/ϕ の関係を示す。同図には理論解による値も示す。図にみられるように、ばらつきが大きいもののひび割れ角度は 60~80 度の値となっており、本提案理論値と傾向が似ている。また、同図には鉄筋軸ひび割れの場合を示す。鉄筋軸ひび割れは、 D/ϕ がほぼ 3.0 程度であり、鉄筋軸ひび割れと剥離ひび割れの限界値上であることが想定される。しかしながら、鉄筋軸ひび割れのデータは数少なく定量的に判断するには至っていない。このように、本理論解はばらつきがあるものの、現場のひび割れモードと同程度の傾向があることがわかる。



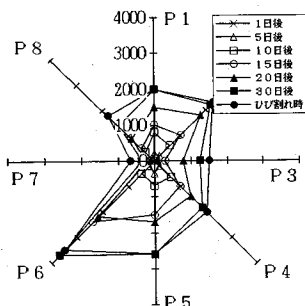
(a) $D/\phi = 1.67$



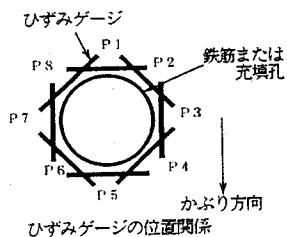
(b) $D/\phi = 3.0$



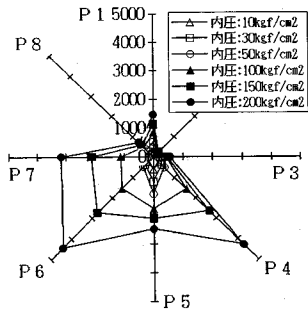
(c) $D/\phi = 7.67$



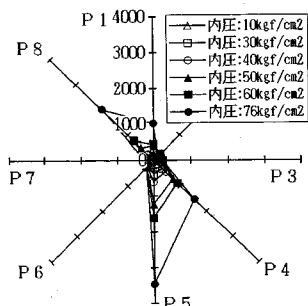
(d) $D/\phi = 11.0$



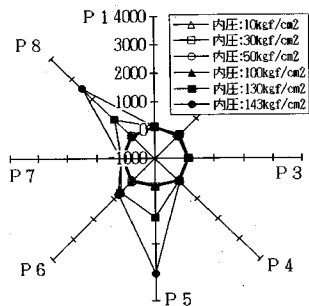
(単位: μ)



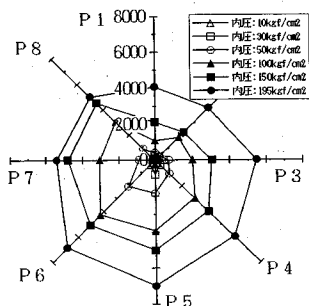
(a) $D/\phi = 1.67$



(b) $D/\phi = 3.0$



(c) $D/\phi = 7.67$

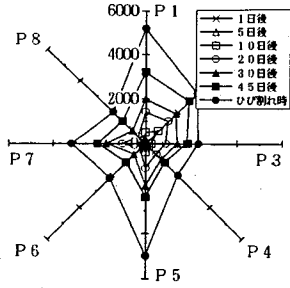


(d) $D/\phi = 11.0$

(最大内圧は破砕直前, 単位: μ)

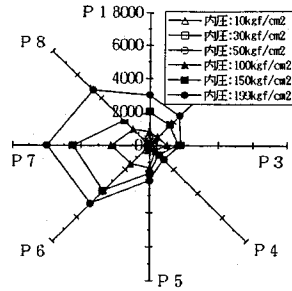
図-11. a 電食実験における鉄筋周辺のひずみ分布

図-12. a 静的破砕剤による充填孔周辺のひずみ分布



(e) $D/\phi = 20.0$ (単位: μ)

図-11. b 電食実験における鉄筋周辺のひずみ分布



(e) $D/\phi = 20.0$

(最大内圧は破砕直前, 単位: μ)

図-12. b 静的破砕剤による充填孔周辺のひずみ分布

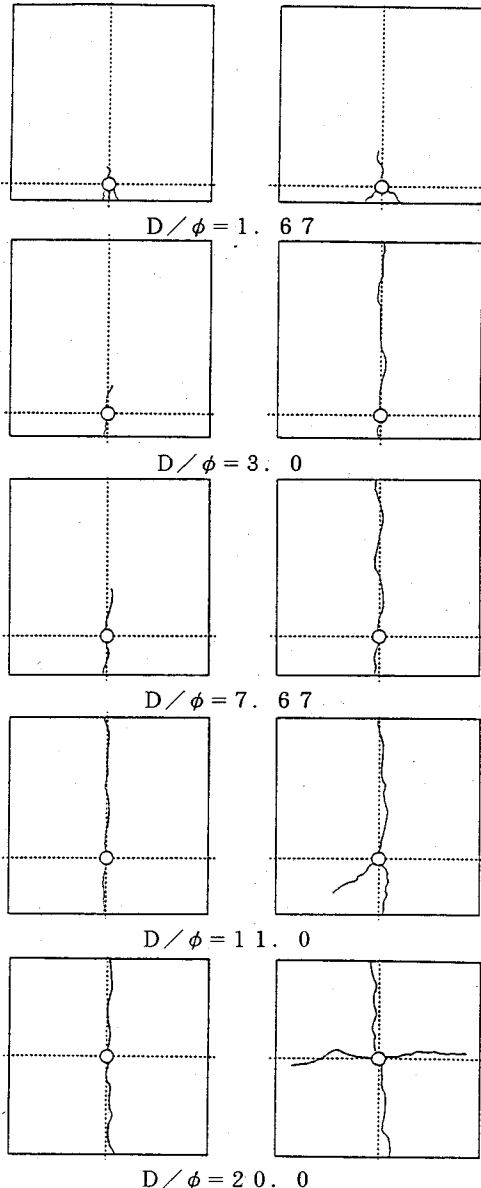


図-13 ひび割れ状況(左側:電食実験, 右側:静的破砕剤実験)

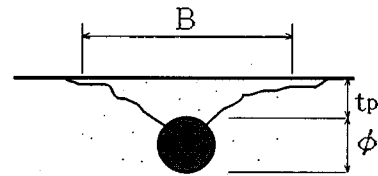


図-14 ひび割れ角度の定義

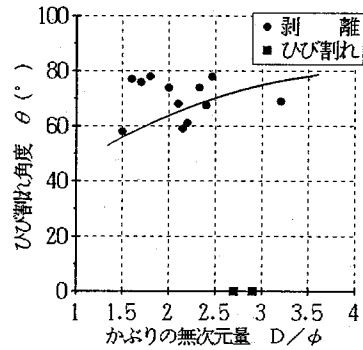


図-15 ひび割れ角度とかぶりの関係

5. まとめ

本研究では、ひび割れモードの違いを弾性論により求め、電食、静的破砕剤実験および現場の観察からその妥当性を確認したものである。以下に得られた結果を要約する。

- (1) 弾性論から、 D/ϕ が 1.5 以上 3.0 以下の時は剥離ひび割れを起こし、それ以上になると鉄筋軸ひび割れになることを示した。
- (2) 本論を検証するために D/ϕ を因子とした電食試験および静的破砕剤による破壊実験を行った。その結果、

D/ϕ が 3.0 以下の時は剝離ひび割れを示し、それ以上になると鉄筋軸ひび割れが発生し、本論で示したモデルの妥当性が検証された。

(3) 既設の海岸構造物の岸壁のひび割れ調査比較から求められた理論値の剝離ひび割れの発生角度は、ばらつきはあるものの現場の実測値とほぼ同程度の傾向が見られた。

謝 辞：本研究を進めるに当たり、東京電力(株)電力技術研究所構造研究室主管研究員安田登氏には、データ解析の際に議論に加わっていただきました。また、東電設計(株)福田靖大氏にはデータ収集に多大なるご協力を頂きました。ここに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 須田久美子, MISRA Sudhir, 本橋賢一：腐食ひびわれ発生限界腐食量に関する解析的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, 1992.
- 2) 松島 学, 堤 知明, 関 博, 松井邦人：鉄筋の腐食によるひび割れモード：コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.1, pp.727-732, 1993.
- 3) 松島 学, 堤 知明, 村上祐治：鉄筋腐食膨張による表面コンクリートのひび割れモデル, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, 1994.
- 4) R.D.Browne: Mechanisms of Corrosion of Steel in Concrete in Relation to Design, Inspection, and Repair of Offshore and Coastal Structures, *ACI SP* -65, pp.169-204, 1980.8.
- 5) 佐藤和郎, 茂村達也, 永井文雄：ぜい性材料からなる円筒の内圧破壊に及ぼす延性の影響, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.45, No.391, pp.220-226, 1979.3.
- 6) 西田正孝：応力集中, 森北出版, pp.248-249, 1971 年.
- 7) G.B.Jeffery: Plane Stress and Plane Strain in Bipolar Co-ordinate, *Phil. Trans. Roy. Soc. London, A*, Vol.221, pp.265-293, 1921.
- 8) 鶴戸口英善：双曲座標による二三の平面問題の解 (その 1), 日本機械学会論文集, 13 卷 44 号, pp.17-40, 1947 年 5 月.
- 9) 大津政康, 堤 知明, 村上祐治, 工藤雄一：鉄筋腐食によるひび割れ進展に関する基礎研究および BEM 解析, コンクリート工学論文報告集, Vol.17, No.1, 1995.
- 10) 原田哲夫, 出光 隆, 渡辺 明：静的破砕剤を用いたコンクリートの解体に関する研究, 土木学会論文集, 第 360 号, V-3, pp.61-69, 1985.

(1995.7.31 受付)

STUDY ON CRACK MODELS CAUSED BY PRESSURE DUE TO CORROSION PRODUCTS

Tomoaki TSUTSUMI, Manabu MATSUSHIMA, Yuji MURAKAMI
and Hiroshi SEKI

Two patterns of crack models have been observed depending on thickness of cover concrete; when the cover is thick, cracks propagate from reinforcements to concrete surface in the shortest path and when the cover is thin, cracks develop diagonally and cause a spalling off concrete. Governing equations which can explain the two crack patterns are presented based on elastic theory. The delimiting value of D/ϕ which distinguishes the patterns is found to be 3.0. ϕ is a diameter of reinforcement and D is $2t_p + \phi$ where t_p is a thickness of cover concrete.

Galvanic corrosion tests and pressure tests due to Expansive Demolition Agent are also conducted on test specimens of $D/\phi=1.67, 3.0, 7.67, 11.0$ and 20.0 . The specimen of $D/\phi=1.67$ results in a spalling off of concrete. For the other specimens, cracks run along reinforcement vertically to the surface. From the experiments, it is observed that the distinct crack pattern appears whether D/ϕ is greater or less than 3.0. The observation shows a good agreement with the theoretically obtained delimiting value. Furthermore data obtained in situ shows a good agreement with proposed crack model, too.