

鉄筋腐食により損傷を受けたRC床版の 押抜きせん断耐力に関する一考察

BEHAVIOUR AND PUNCHING STRENGTH OF RC SLABS DAMAGED BY CORROSION OF REINFORCEMENT

橋 吉宏*・梶川康男**・川村満紀***

By Yoshihiro TACHIBANA, Yasuo KAJIKAWA and Mitsunori KAWAMURA

The failure mechanism and the punching strength of RC slabs damaged by corrosion of reinforcement are not only experimentally but also theoretically studied in order to obtain useful information for repair or maintenance. In the experiments, loading tests are conducted for RC slabs damaged with an accelerated galvanostatic corrosion method. It is found that the reduction in punching strength and the change of failure mechanism occurred in the damaged slabs. The modeling of failure mechanism of the damaged slabs is investigated by experimental and theoretical consideration using elastoplastic finite element analysis. From these consideration, it could be indicated that the punching strength of the damaged slabs is composed of the ultimate shear strength in compression zone under the loaded area and the bending strength of the main reinforcement with the bottom covers.

Keywords : failure mechanism, punching strength, RC slab, corrosion of reinforcement, FEM

1. ま え が き

最近、塩害で代表されるような鉄筋コンクリート構造物の早期劣化が、わが国ばかりではなく世界的にも大きな問題となっている¹⁾。道路橋RC床版についても例外ではなく、欧米諸国においては融氷剤の散布が原因とされる塩害が著しく、特にアメリカでは補修費用が財政上の問題となるに至っている。わが国では、欧米諸国との条件の差により、いまのところまだ同様の事例が報告された例は少ない。しかし、わが国では融氷剤ばかりでなく飛来塩分による塩害もあり、またこのような外来塩分は、年々蓄積されてゆくことや、欧米諸国との条件の差の1つとして挙げられていたアスファルト舗装の防水効果に対して、最近になってその効果が十分に期待できないことが明らかにされたなどの状況があり、道路橋RC床版の塩害による劣化が今後増大する可能性のあることが指摘されている^{2),3)}。

このような塩害を受けたRC床版を想定した場合、必

然的にその安全性の評価が問題になってくるものと考えられる。近年、構造物の設計法が限界状態設計法へと移行し、終局耐力を基準に構造物が設計されてゆこうとしているなかで、損傷を受けた構造物の安全性評価に関しても、同様に終局耐力を基準に評価されてゆくものと考えられる。この終局耐力は、部材の耐荷機構すなわち破壊機構により変化することは周知のとおりであり、損傷を受けたRC部材に対しても、この耐荷機構の推定が重要になるものと考えられる。

著者らは以前に、外部電流の印加により腐食させた(以下「電食」と称す)RCばりを対象に、耐荷機構の変化について検討を行った⁴⁾。その結果、鉄筋さびの膨張による内部応力やひびわれの発生が耐荷機構の変化を生じさせる原因の1つであることを示し、鉄筋腐食により損傷を受けたRC床版(以下「腐食RC床版」と称す)についても同様な危険性のあることを示唆した。そこでその後、電食により損傷を与えた腐食RC床版についても試験を実施し、耐力低下を生ずることを報告した⁵⁾。しかし、その力学的挙動や耐荷機構については不明な点を多く残したままであり、上記に示した安全性の評価を行うには、さらに検討が必要であった。

そこで本研究は、道路橋RC床版を対象とし、実験的手法に加えて解析的な手法を用い、鉄筋の腐食損傷により

* 正会員 工修 川田工業(株)技術本部中央研究室
(〒114 北区西ヶ原3-45-4)

** 正会員 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科
(〒920 金沢市小立野2-40-20)

*** 正会員 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科
(同上)

変化する耐荷機構の解明、および腐食 RC 床版の耐力の推定法について検討を行うものである。実験では、電食により損傷を与えた RC 床版供試体について載荷試験を実施し、耐力低下と変化する破壊形状を観察した。この破壊形状をもとに変化する耐荷機構を推定し、腐食 RC 床版の破壊モデルを仮定した。ここで仮定した破壊モデルに対して、実験結果と対応している挙動があることを示したが、本研究における実験結果だけでは、破壊モデルの妥当性を論ずるための情報を得ることは難しかった。そこで、解析的な手法として有限要素弾塑性解析法を用いて、破壊モデルの妥当性を検討することを試みた。本文はこれらの検討結果を報告し、腐食 RC 床版の耐力を推定するための一手法についての考察を行い、腐食 RC 床版の安全性の検討を行ううえでの一判断資料を与えるものである。

2. 腐食 RC 床版の劣化挙動試験

腐食損傷により変化する耐荷機構の推定、および力学的挙動の変化を把握するために、電食により損傷を与えた RC 床版に対し載荷試験を実施した。

(1) 供試体

載荷試験に用いた RC 床版供試体の概要を、Fig. 1 に示す。この供試体は、道路橋 RC 床版を対象とした実物大模型であり、床版厚さは 18 cm、複鉄筋で配筋状態は実構造物と同様な状態とした。床版の支持は、相対する 2 辺

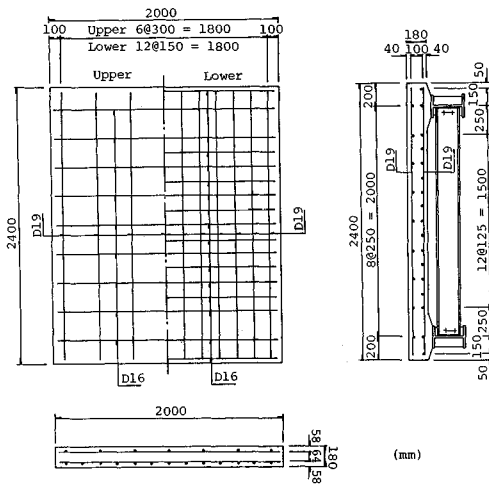


Fig. 1 RC Slab Specimen.

Table 1 Mix Proportion of Concrete.

Slump (cm)	Maximum Size of Coarse Aggregate (mm)	Air Content (%)	Water Cement Ratio (%)	Sand Percentage (%)
8.0	25	4.0	46.5	41.4

は単純支持、他の 2 辺は自由とし、床版を支持する鋼桁との連結はスラブアンカーにより行い、3 cm のハンチを設けた。ここで使用した鉄筋は黒皮付の異形棒鋼であり、支持方向である主鉄筋方向に D 19 を、配力鉄筋方向に D 16 を用いた。コンクリートは Table 1 に示した配合であり、載荷試験時において、圧縮強度は 245 kgf/cm² (24.0 MPa)、弾性係数は 2.75×10⁵kgf/cm² (2.70×10⁴ MPa) であった。また鉄筋については、降伏強度は 3 680 kgf/cm² (3 610 MPa) であった。なお供試体は 4 体作製し、載荷試験に利用した。

(2) 電食試験と劣化状況

鉄筋の腐食促進法として、文献 4) と同様な電食法を用いた。この方法は、鉄筋を強制アノード溶解させる方法であり、鉄筋が一様に腐食し、腐食程度は積算電流量を変化させることにより調整ができる。本試験では、上鉄筋と下鉄筋ともに通電させ、電流密度 0.4 mA/cm² で 19 日間の通電を行い鉄筋を腐食させた。この積算電流量、すなわち腐食量は、著者らが以前に電食 RC ばかりに対して実施した載荷試験⁴⁾で、耐力低下が認められた RC ばかりの腐食量に対応し、このときの断面欠損量はクエン酸 2 アンモニウム溶液を用いたさびの除去前後の重量変化の測定で約 5% であった。

Fig. 2, 3 に、床版下面および側面に発生した腐食膨張ひびわれの状況例を示す。文献 4) で示した RC ばかりの場

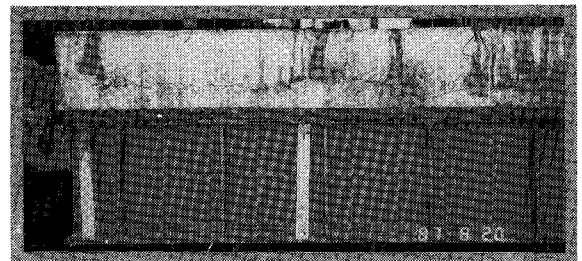


Fig. 2 Cracks after Galvanostatic Corrosion at Side Surface.

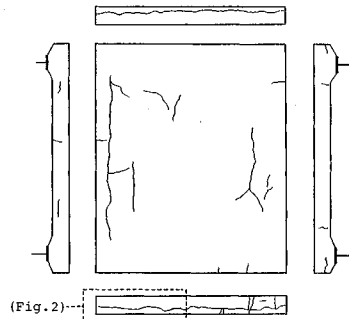


Fig. 3 Cracks after Galvanostatic Corrosion.

合では、鉄筋の腐食に伴いはり下面に鉄筋軸に沿ったひびわれが発生したが、この RC 床版では顕著には現われなかった。このような目視における観察状況に対し、載荷試験後に行ったはつり調査の結果では、Fig. 4 に示すように鉄筋が全体的に腐食しており、網目状に配置されている引張り側の主鉄筋および配力鉄筋位置で、水平面状にさび汁が拡がっていることが確認された。この水平面は主鉄筋と配力鉄筋の間に発生し、本試験における RC 床版では、腐食膨張ひびわれは Fig. 5 に示すような水平面状の剥離面を形成するように進展することがわかる。

実際の道路橋 RC 床版の塩害によるひびわれ状況については、文献 6) でアメリカの調査例が報告されており、床版内部に水平面状の部分的な剥離面を生ずることが被害例として報告されている。電食による損傷状況と剥離面の進展という点では共通性はあるが、自然腐食では局

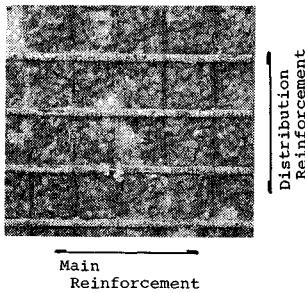


Fig. 4 State of Rust Sludge.

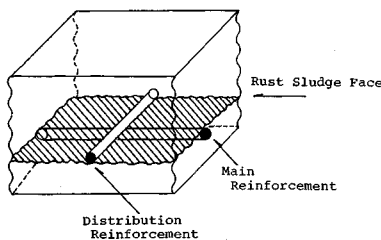


Fig. 5 Rust Sludge Face.

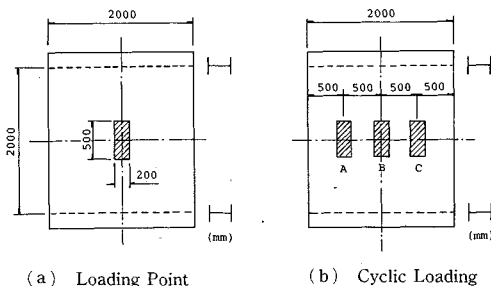


Fig. 6 Loading Tests.

部的な損傷や不均一性を伴い、必ずしも電食と自然腐食とは対応しているとはいえない。しかし、力学的挙動に対する基礎的な検討を目的とした場合、まずは、不均一性など不確定な要因を逆に少なくして検討する必要があると考えられ、床版全体にわたり一様に腐食した上記の RC 床版供試体を、力学的挙動を検討するための 1 モデルとして適用してもよいと思われた。

(3) 載荷試験

RC 床版供試体に対する載荷試験は、最大荷重 60 tf の載荷試験機を用い変位制御による静的載荷試験で行った。Fig. 6(a), Fig. 7 に、載荷板位置と下鉄筋部に取り付けたひずみゲージ位置を示す。載荷板位置は床版中央であり、載荷板の寸法は道路橋示方書の輪荷重を想定して 20×50 cm とした。載荷試験に利用した RC 床版供試体 4 体のうち、2 体は電食により損傷を与えたもの、他の 2 体は非腐食の RC 床版である。このうち 2 体(腐食、非腐食各 1 体)については Fig. 6(b) および Table 2 に示す要領で繰り返し移動載荷を実施し、その後 60 tf までの静的載荷を行った。

載荷試験結果の一部として、繰り返し移動荷重を与えなかった RC 床版供試体の、荷重-床版中央たわみ関係を Fig. 8 に、載荷試験後のひびわれ状況を Fig. 9 に、荷重-鉄筋ひずみ関係を Fig. 10, 11 に示す。

a) 破壊形状と耐力 Fig. 8 に示した荷重-床版中央たわみ関係の結果から、電食 RC 床版のほうが載荷初期における剛性が若干高いようであるが、荷重-たわみ関

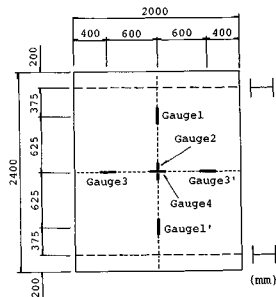


Fig. 7 Strain Gauges at Reinforcement.

Table 2 Cyclic Loading.

Loading Step	Cyclic Loading		
	Point	Amplitude	No. of cycle
1	B	0 - 24 tonf	1
2	C	0 - 24 tonf	1
3	A	0 - 24 tonf	1
4	B	0 - 24 tonf	1
5	C	0 - 24 tonf	1
6	A	0 - 24 tonf	1
7	B	0 - 24 tonf	1
8	C	0 - 12 tonf	10,000
9	A	0 - 12 tonf	10,000
10	B	0 - 12 tonf	10,000
11	C	0 - 16 tonf	10,000
12	A	0 - 24 tonf	10,000
13	B	0 - 24 tonf	10,000
14	C	0 - 24 tonf	10,000
15	A	0 - 36 tonf	10,000

係は荷重が 45 tf 程度までは両者はほぼ一致しているといえよう。しかし、非腐食 RC 床版では試験機の最大荷重である 60 tf まで載荷しても破壊は生じなかったが、電食 RC 床版では 45 tf 以降に剛性が低下し、51.5 tf で押抜きせん断破壊を生じた。このときの押抜きせん断破壊形状は、床版上面では載荷板直下で陥没を生じ、床版下面でのひびわれ形状は Fig. 9(b) に実線で示した状況で

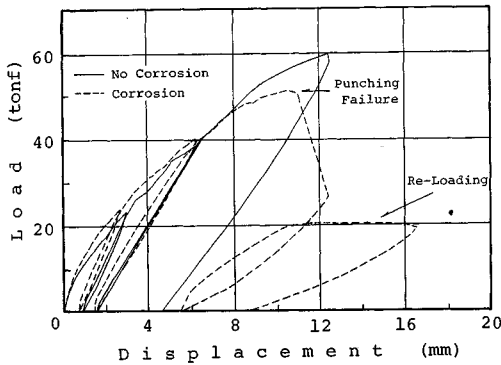


Fig. 8 Load-Displacement Relation.

あった。この破壊形状では、道路橋 RC 床版の押抜きせん断破壊形状として一般に報告されている陥没と同時に生じる床版下面の割裂破壊²⁾は観察されなかった。

なお、荷重は変位制御で行っているため、押抜きせん断破壊後に再び載荷することが可能で、再載荷時には 20.1 tf の耐力を有していた。このとき、変位の増加とともに Fig. 9(b) に太線で示したひびわれの幅が他のひびわれに比べて大きくなり、床版下面における全体的なたわみ形状は、このひびわれ部で角折れを生ずるような変形であることが観察された。また、耐力点に達した後にさらに変位を増加させると、Fig. 9(b) の点線で示した位置に、剝離を生ずるようなひびわれの発生が観察された。

繰り返し移動荷重を与えた RC 床版供試体についても同様の挙動を示し、非腐食 RC 床版では最大荷重の 60 tf までの載荷では破壊を生じなかったが、電食 RC 床版では同様の破壊形状で 56.5 tf で押抜きせん断破壊を生じた。この電食 RC 床版では、再載荷時に有する耐力は 18.3 tf であった。

b) 鉄筋ひずみ Fig. 10 に示した非腐食 RC 床版

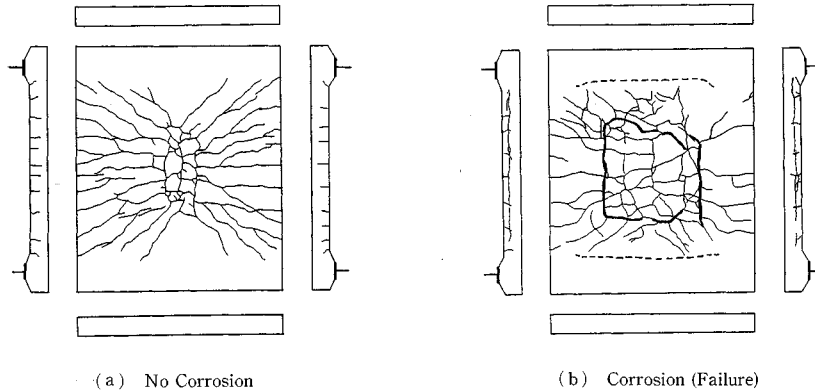
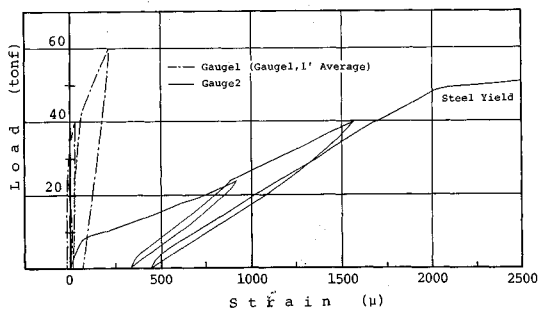
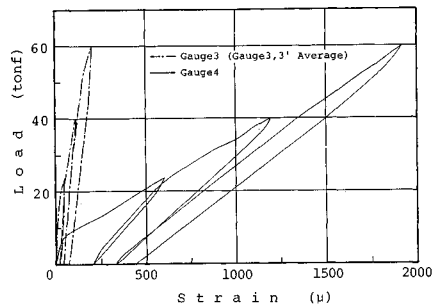


Fig. 9 Crack Pattern.



(a) Main Reinforcement



(b) Distribution Reinforcement

Fig. 10 Load-Strain Relation (No Corrosion).

の鉄筋ひずみと、Fig. 11 に示した電食 RC 床版の鉄筋ひずみでは挙動が異なることがわかり、特に主鉄筋の Gauge 1 に大きな相違がみられた。これらの挙動に及ぼす要因として、腐食生成物による鉄筋とコンクリート間の摩擦・粘着および機械的なかみあいの劣化による付着力の低下、水平面状の腐食膨張ひびわれの存在、あるいは、著者らが文献 5) で報告したさびの鉄筋軸方向の膨張に伴う鉄筋残留ひずみの存在などが考えられる。また、電食 RC 床版において破壊点近くで急激にひずみが増加した Gauge 1 については、その挙動は破壊機構に関係しているものと推測される。

(4) 検討課題

鉄筋腐食による損傷を受けた RC 床版に対し載荷試験を実施したところ、耐力の低下が確認された。この耐力低下は、実験で観察された破壊形状から判断すると、非腐食と腐食 RC 床版の耐荷機構が異なることに起因するものと推測され、それが電食による損傷状況と関連してくるものと考えられた。前述したように、腐食 RC 床版の安全性を評価するには、その耐力を推定することが不可欠であり、そのためにも腐食 RC 床版の耐荷機構を解明する必要がある。そこで、次章からは、ここで示された実験結果を説明できる腐食 RC 床版の破壊モデルおよび耐力の推定法について検討を行う。

3. 腐食 RC 床版の破壊モデル

電食による損傷は、鉄筋の断面欠損ばかりではなく、鉄筋さびの膨張により、主鉄筋および配力鉄筋位置に水平面状の剝離面を形成するようなひびわれが進展するという損傷状況であった。このような損傷状況が、非腐食と腐食 RC 床版の耐荷機構の相違に関係するものと考えられた。ここでは、健全な RC 床版の押抜きせん断破壊について述べるとともに、上記の損傷状況により変化する腐食 RC 床版の破壊モデルについて考察を行った。

(1) 健全な RC 床版の押抜きせん断破壊

RC 床版の押抜きせん断破壊は、版構造自体が高次の不静定構造であり、その挙動は載荷条件、支持条件および拘束条件の影響を受けることや、破壊が三次元的現象であることなどから、破壊機構が非常に複雑である^{9),10)}。そしてその耐力については、コンクリート強度、載荷板の形状や寸法、床版厚さ、鉄筋の配筋状態など、多くの要因の影響を受けることが既往の研究結果として報告されている⁷⁾⁻¹²⁾。これらの要因は床版の使用目的により大きく変わり、道路橋 RC 床版を含めて一般的な床版を対象とした場合、これらの要因をすべて含めて合理的に説明できる破壊機構については、その複雑さからいまだに十分には解明されていないのが現状である。それゆえに、耐力算定法については実験式に頼るところが大きく、わが国では角田の式¹¹⁾が有名であり、コンクリート標準示方書でも実験式を採用している¹³⁾。

一方、道路橋 RC 床版という限定された構造物を対象とした場合、以下に示す松井の式⁷⁾でかなりの精度で押抜きせん断耐力を推定できることが報告されている¹⁴⁾。この算定式は、破壊機構に基づいた式であり、Fig. 12 に示すように載荷板直下のせん断破壊と、引張り側鉄筋のダウエル作用によるかぶりの割裂破壊が耐力に寄与するとして導き出された式である。

$$P = \tau_{s,max}(2(a+2X_m)X_d + 2(b+2X_d)X_m) + \sigma_{t,max}(2(a+2d_m)C_d + 2(b+2d_d+4C_d)C_m) \dots\dots\dots(1)$$

ここに、

- a, b : 載荷板の主鉄筋方向、配力鉄筋方向の辺長 (cm)
- X_m, X_d : 主鉄筋および配力鉄筋に直角な断面の引張り側コンクリートを無視した断面の中立軸距離 (cm)
- d_m, d_d : 主鉄筋、配力鉄筋に対する有効高さ (cm)
- C_m, C_d : 引張り側主鉄筋、引張り側配力鉄筋の中心とコンクリート下表面との距離 (cm)
- τ_{s,max} : コンクリートの最大せん断応力度 (kgf/cm²)

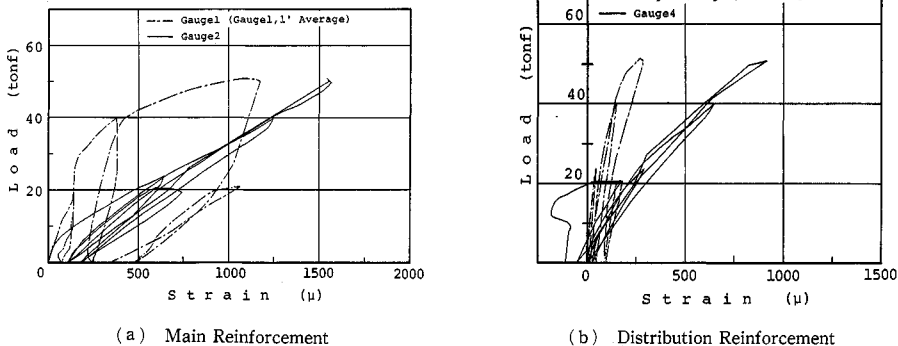


Fig. 11. Load-Strain Relation (Corrosion).

$\sigma_{t,max}$ ：コンクリートの最大引張応力度 (kgf/cm²)
 ここで、 $\tau_{s,max}$ と $\sigma_{t,max}$ とはコンクリートの圧縮強度 σ_{ck} に関係するとして、文献7) では次に示す伊藤の式および岡村の式が有効であると述べている。

$$\tau_{s,max} = 0.252\sigma_{ck} - 0.000246\sigma_{ck}^2 \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad \dots (2)$$

$$\sigma_{t,max} = 0.583\sigma_{ck}^{2/3} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad \dots \dots \dots (3)$$

本研究では道路橋 RC 床版を対象としていることから、Fig. 12 の破壊機構および式(1)が適用できるものと考えられ、この耐荷機構をもとにして検討を進めることにした。式(1)によると、載荷試験に用いた非腐食 RC 床版では 71.1tf の耐力を有して、最大荷重の 60 tf では破壊を生じないことになり、実験結果を裏付けている。

(2) 腐食 RC 床版の破壊モデルの仮定

式(1)において、第1項は載荷板直下のせん断破壊、第2項は引張り側鉄筋のダウエル作用によるかぶりの割裂破壊が耐力に寄与する項をそれぞれ表わしている。腐食 RC 床版では、前述したような水平面状の腐食膨張ひびわれの存在や破壊形状の相違から判断すると、第2項であるダウエル作用が耐力に寄与する影響が、非腐食 RC 床版に比べて小さいことが容易に推定される。Fig. 13(a)に示すように、健全な RC 床版ではこのダウエル作用によりコンクリートに引張応力が導入され、割裂ひびわれを生じる。しかしながら、腐食 RC 床版では、前出の Fig. 5 に示したようにこの割裂ひびわれと同じ方向に鉄筋さびの膨張によって生じた水平面状のひびわれが存在するので、ダウエル作用そのものがほとんど効かなくなる。すなわち、Fig. 13(b)に示すように、せん断ひびわれを介して鉄筋に伝達される鉛直力 V により、引張り側主鉄筋を含めたかぶり部が剥がれるように挙動することは明らかであり、このために実験では床版下面にダウエル作用による明確な割裂破壊の跡が現われてこ

なかったものと推測された。

このような状況から推測して、腐食 RC 床版の破壊モデルとして Fig. 14 に示すモデルを仮定した。この破壊モデルでは、耐力に寄与する項目として、式(1)で表わされる第1項と同様な載荷板直下のせん断破壊に加えて、せん断ひびわれを介して伝達され得る最大の鉛直力 V_{max} を考え、この2つの項目により腐食 RC 床版の耐力が決定されると仮定した。ここで、圧縮側鉄筋のダウエル作用は無視した。この最大の鉛直力 V_{max} とは、Fig. 14 に示すように、上述した引張り側主鉄筋を含めたかぶり部で構成された断面の鉄筋降伏による破壊抵抗モーメント M_u とつり合う力であるとした。

なお、損傷状況として鉄筋の断面欠損量も挙げられるが、押抜きせん断で床版の耐力が決定されることから、本実験における5%程度の断面欠損量では、耐力に及ぼす影響は小さいものと考えた。

(3) 破壊モデルと載荷試験時の挙動

ここで Fig. 14 に仮定した破壊モデルと、載荷試験時の挙動について考察を行う。

Fig. 14 の破壊モデルで、せん断ひびわれを介して伝達される鉛直力 V_{max} が、鉄筋の降伏による破壊抵抗モーメント M_u で決まるとすれば、載荷板直下でせん断破壊を生じた後でも、Fig. 13(b)に示すような力の伝達機構が成り立ち、実験において再載荷時に有した耐力と V_{max} とが一致することが推測される。ここで、載荷板直下のせん断破壊の耐力への寄与分については式(1)の第1項に従うと仮定し、この第1項で算定した値に、実験で再載荷時に有した耐力を加えて腐食 RC 床版の耐力を評価した値を Table 3 に示す。この値は、実験において得られた腐食 RC 床版の耐力とほぼ一致していることがわか

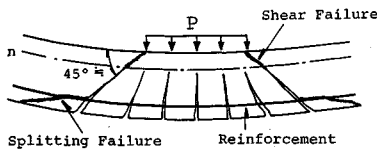


Fig. 12 Modeling of Punching Failure of RC Slabs⁷⁾.

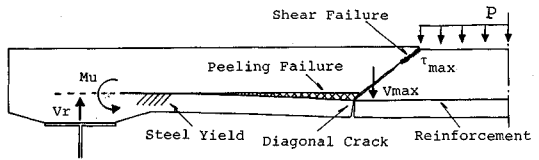
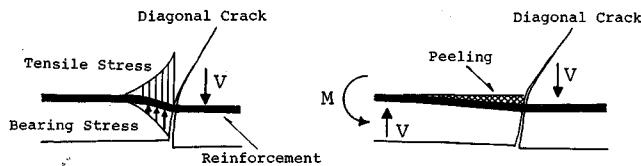


Fig. 14 Modeling of Punching Failure of Corroded RC Slabs.



(a) No Corrosion (Dowel Action) (b) Corrosion

Fig. 13 Transmission of Shear Force at Diagonal Crack.

る。したがって、Fig. 14 で仮定した破壊モデルに従えば、 V_{max} は再載荷時に有した耐力と一致することが確かめられたといえる。

一方、実験結果で Fig. 8 に示した再載荷時の荷重-変位関係において、靱性を有する挙動はあたかも曲げを受ける RC ばりのそれに類似し、鉄筋が降伏している可能性が大きいものと推測された。また鉄筋ひずみでは、破壊機構と関係することが推測された Gauge 1 において、Fig. 11(a) に示した実験結果で再載荷時に引張り力が生じていることは、Fig. 13(b)、Fig. 14 に図示した引張り側主鉄筋を含めたかぶり部が剥がれるように挙動することと対応していると考えられる。

ここで、Fig. 14 に仮定した破壊モデルは、鉄筋降伏と載荷板直下のせん断破壊とが同時に生ずる条件のもとで成り立っている。本実験における変位制御載荷では、たわみ量が一定で破壊が進行し、この条件を満足するには、床版の押抜きせん断破壊直前に生じるたわみ量は、Fig. 14 に示したつり合い系が鉄筋降伏を生じるに要するたわみ量以上必要であることが理解できよう。このたわみ量は、Fig. 14 のつり合い系においてせん断破壊部の塑性流れが曲げ剛性に寄与しないと仮定すれば、上記と同様な推測により、Fig. 8 に示した実験結果で再載荷時に有する弾性たわみ分で評価できるものと考えられる。この推測に基づき、Fig. 8 に示した実験結果で床版破壊時のたわみ量と再載荷時に有する弾性たわみ分との比較を行うと、前者は後者に比べて大きく、実験結果は Fig. 14 で仮定した破壊モデルで鉄筋降伏と載荷板直下のせん断破壊とが同時に生じ得ることを示していると考えられる。

以上のように、前章で示された実験結果で、この破壊モデルに対する必要条件を与えることができたといえよう。しかし、本研究で示された実験結果だけでは、このモデルの妥当性を論ずるに十分な条件を与えるには至らないものと思われた。そこで、有限要素解析法を用いて、解析的にこのモデルの妥当性を検討することを試みることにした。次章においては、解析的な検討について述べ

る。

4. FEM による破壊モデルの検討と耐力の推定法

前章では、Fig. 14 で示したせん断ひびわれを介して伝達される鉛直力 V_{max} が、鉄筋降伏による破壊抵抗モーメントで決まる破壊モデルを仮定すると、このモデルの必要条件として、このせん断ひびわれを介して伝達される鉛直力は、再載荷時に有する耐力で評価できることを示した。逆に、再載荷時の挙動を解析により追跡し、Fig. 14 に示すように、再載荷時の耐力が鉄筋降伏による破壊抵抗モーメントで決定されることが示されれば、十分条件が満足されることになり、この破壊モデルの妥当性を確かめる 1 つの方法となるものと考えられる。そこでここでは、有限要素弾塑性解析法を用いて、再載荷時の挙動を追跡することを試みて破壊モデルの妥当性を検討し、腐食 RC 床版の安全性を検討するに不可欠である耐力の推定法について考察を行った。

(1) 有限要素分割

再載荷時には、引張り側主鉄筋を含めたかぶり部で挙動するものと考えられ、Fig. 15 に示した斜線部を解析対象としてモデル化を行った。解析は、対称条件を考慮して版全体の 1/4 モデルで行い、使用した有限要素は板曲げ要素である。Fig. 16 に要素分割および断面二次モーメントを計算するための版厚の設定を示す。支持条件は、鋼桁上で Fig. 15 の斜線部が拘束を受けるものと考え、鋼桁部で完全固定とした。ここで、せん断ひびわれを介して鉄筋に鉛直力のみが伝達される状態をモデル化する

Table 3 Ultimate Strength.

Specimen	First Term in eq. (1) A	Ultimate Strength in Re-Loading B	A + B	Punching Strength of RC Slab in Experiment
Without Cyclic Loading	38.1 tonf	20.1 tonf	58.2 tonf	51.5 tonf
With Cyclic Loading	38.1 tonf	18.3 tonf	56.4 tonf	56.5 tonf

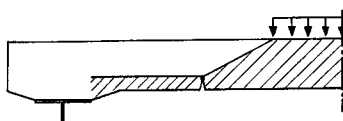
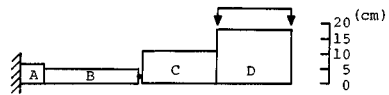
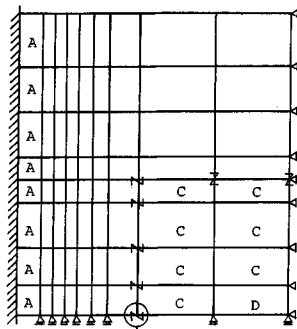


Fig. 15 Subject to the Analysis.



(a) Thickness of Elements



(b) Elements

Fig. 16 FEM Analysis.

ために、節点間を連結する鉛直方向のばね要素を挿入した。このばね要素を挿入した節点は、Fig. 9(b)に太線で示した位置、すなわちせん断ひびわれ位置に対応するように設定し、ばね定数は完全付着に相当する値として 1.0×10^{10} kgf/cm を用いた。なお、要素分割は、上記のばね要素位置に加えて、載荷板位置ならびに主鉄筋の配筋間隔を考慮して決定したものである。

(2) 要素特性

本解析では板曲げ要素は鉄筋コンクリート要素として扱い、変化する板要素の曲げ剛性は、以下に説明するような応力-ひずみ関係を考慮することで表現することにした。

a) 弾性状態 板要素の特性として、Fig. 16 に示した C, D 要素については等方弾性体と仮定した。一方かぶり部で断面が構成される A, B 要素については、要素内に Fig. 17 に示すように、鉛直方向にひびわれを生じていることと、引張り応力を負担できるものは主鉄筋だけであることから、異方性状態を表現する必要がある。そこでここでは、面内方向の応力-ひずみ関係として、式(4)を仮定した。ここに、E, G はコンクリートの弾性係数およびせん断弾性係数であり、 α, β は 0 ~ 1 の値をとる係数である。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (4)$$

異方性の状態として、式(4)では一軸状態を考え、直応力成分として主鉄筋方向のみに応力を伝達するものとした。また、せん断応力成分については、ひびわれ面でのインターロッキング効果により力を伝達するものとした。主鉄筋方向の曲げ剛性については、全断面有効の剛性から引張り側コンクリート無視の剛性の間の値をとる

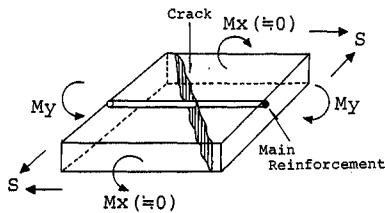


Fig. 17 Stiffness for the A, B Elements.

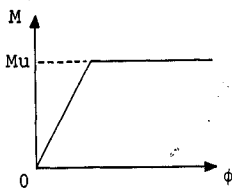


Fig. 18 Proposed Relation between M and ϕ .

ものと考え、係数 α を導入した。解析では、 $\alpha=1.0$ で Fig. 16(a) に示した板厚に対応する全断面有効の曲げ剛性が設定され、引張り側コンクリート無視の曲げ剛性を表現しようとする場合、全断面有効の曲げ剛性に対する比として α を設定すれば表現ができる。弾塑性解析において支配的となることが予測される B 要素では、 $\alpha=0.78$ で引張り側コンクリート無視の曲げ剛性を表現することになる。一方、せん断剛性については、せん断応力の伝達性がひびわれの状態により大きく変化し、文献(15)を参考にして、 $\beta=0.1 \sim 1.0$ 程度変化するものと考えた。そこで解析では、 $\alpha=1.0, \beta=1.0$ の場合と、 $\alpha=0.78, \beta=0.1$ の場合とを考慮することにした。

b) 塑性状態 本解析では板要素の弾塑性関係をモーメント-曲率関係で与えた。ここで要素の破壊モードとして、鉄筋降伏とコンクリートの圧壊が考えられるが、実験結果における再載荷時の破壊形状において、耐力点に達した時点で圧壊の跡は観察されなかったことから、解析では破壊モードとして鉄筋降伏だけを考えて、解析では、主鉄筋方向のモーメント-曲率関係は Fig. 18 のように仮定し、その要素の破壊抵抗モーメントに達すると、主鉄筋方向の剛性をゼロ、すなわち $\alpha=0$ とした。このときに β もゼロとした。各要素の破壊抵抗モーメントの算出は、道路橋示方書に準じ式(5)で仮定した。

$$M_u = A_s \sigma_{sy} (d - A_s \sigma_{sy} / 1.7 \sigma_{ck}) \dots\dots\dots (5)$$

ここに

- M_u : 単位幅当たりの破壊抵抗モーメント (kgf · cm/cm)
- σ_{ck} : コンクリートの圧縮強度 (kgf/cm²)
- σ_{sy} : 鉄筋の降伏強度 (kgf/cm²)
- A_s : 単位幅当たりの鉄筋の断面積 (cm²/cm)
- d : 有効高さ (cm)

(3) 解析法

解析は、荷重増分解析により行い、要素を1個ずつ降伏させるように荷重増分を制御する r_{min} 法¹⁰⁾で行った。この方法は、各ステップにおいてまず試験荷重として単位荷重を与え、すべての弾性要素に対し、要素をちょうど降伏させるに必要な荷重増分量を求めておき、その最小値を解析における増分荷重とする方法である。なお解析は、版の剛性がほぼゼロとなるまで行った。

(4) 有限要素解析結果

解析結果として、Fig. 19 に荷重-版中央変位関係を、Fig. 20 に鉄筋の降伏要素を示す。

Fig. 19 には、解析結果に加えて、実験結果として、繰り返し移動荷重を与えた RC 床版と与えなかった RC 床版の再載荷時の荷重-版中央変位関係を示す。再載荷時に有する耐力は、解析値は実験値とほぼ一致しているといえる。 $\alpha=1.0, \beta=1.0$ の場合と、 $\alpha=0.78, \beta=0.1$ の場

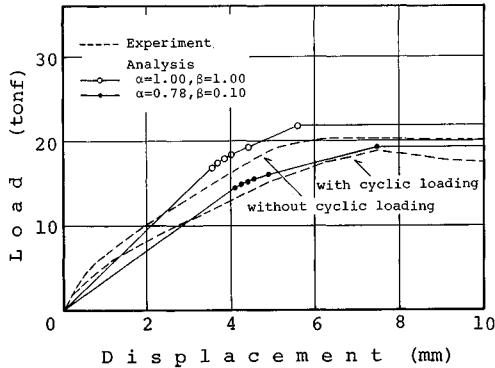


Fig. 19 Comparison between Experiment and Analysis.

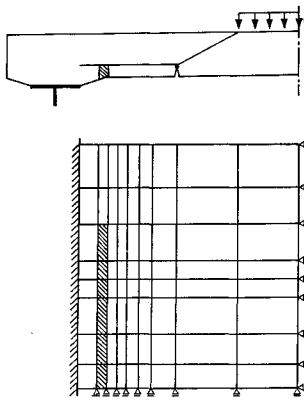


Fig. 20 Yielding Elements.

合とでは、後者は前者に比べ約15%程度耐力が小さく、また剛性も低い解析結果であった。実験で、繰り返し移動荷重を与えたRC床版が与えなかったRC床版に比べて α および β の値が低下していることが推測され、係数 α と β の値が小さくなると版剛性と耐力が小さくなる解析結果は、実験結果と同様な傾向を示しているものと思われた。

Fig. 20に斜線で示した要素は、版全体の剛性がほぼゼロになったときの降伏要素であり、 $\alpha=1.0$ 、 $\beta=1.0$ の場合と、 $\alpha=0.78$ 、 $\beta=0.1$ の場合とで変化はなかった。このとき、降伏要素は要素剛性がゼロとなるので、解析ではこの降伏要素域で不連続な段差を生ずるように変形した。この降伏要素域は、実験において再載荷時に観察された剝離部 (Fig. 9 (b)点線部参照) とほぼ一致しており、解析結果は実験で観察された版の変形状態と対応している。

以上に示した解析結果と実験結果との比較から判断すると、両者の挙動はほぼ一致しており、有限要素弾塑性解析法を用いて、実験における再載荷時の挙動を追跡できることが示された。

Table 4 Ultimate Strength.

Case	First Term in eq. (1) A	Ultimate Strength in FEM Analysis B	A+B	Punching Strength of RC Slabs in Experiment
$\alpha = 1.00$ $\beta = 1.00$	38.1 tonf	22.0 tonf	60.1 tonf	51.5, 56.5 tonf
$\alpha = 0.78$ $\beta = 0.10$	38.1 tonf	19.0 tonf	57.1 tonf	

(5) 腐食RC床版の耐荷機構と耐力の推定法

以上のように、再載荷時の耐力は鉄筋降伏による破壊抵抗モーメントで決定されることが示され、Fig. 14の破壊モデルに対する妥当性が確かめられた。すなわち、腐食RC床版では、載荷板直下のせん断破壊と、せん断ひびわれを介して伝達される鉛直力がその耐力に寄与し、この鉛直力は、上記のように主鉄筋を含めたかぶり部で構成される断面の破壊抵抗モーメントとつり合う力であることが確かめられた。

この耐荷機構に従って腐食RC床版の耐力を推定しようとするれば、耐力に寄与するこの2つの成分を加え合わせればよいことになる。載荷板直下のせん断破壊の耐力への寄与分については、前出のTable 3にも示したように式(1)の第1項に従うとして算定することができると思われる。一方、せん断ひびわれを介して伝達される鉛直力については、本研究で行ったように、有限要素弾塑性解析により算定する方法が一手法として考えられる。このような方法で推定した腐食RC床版の耐力をTable 4にまとめ、実験における耐力とほぼ一致することを確認した。

ここで、係数 α 、 β により解析値は変化するが、床版の耐力算定値に及ぼす影響については小さいことがわかる。また、有限要素解析を行うにあたり、解析値に影響を及ぼす要因としてせん断ひびわれ位置が考えられ、本研究では実験で確認された位置を解析で採用したが、条件によっては変化する場合も考えられる。このように、有限要素解析による算定方法にはまだ検討すべき点が残されており、実用に供するにはさらに簡便な方法も望まれるところであるが、本研究で腐食RC床版の耐力を推定する一手法を提供できたものと思われる。

5. まとめ

道路橋RC床版を対象にした供試体に対し、鉄筋の腐食損傷により変化する耐荷機構および耐力の推定法について、実験的ならびに解析的手法を用いて考察を行った結果をまとめると次のようになる。

(1) 力学的挙動を検討するための腐食RC床版のモデルとして、電食による腐食損傷を与えたRC床版に対し載荷試験を実施したところ、耐力の低下を生じることが確認された。

(2) この耐力低下の原因は、観察された損傷状況の

うち、主鉄筋および配力鉄筋位置に生じた水平面状の腐食膨張ひびわれが、鉄筋のダウエル作用の押抜きせん断耐力に及ぼす効果を低減させ、RC床版の耐荷機構に変化をもたらすためであると考えられた。

(3) 腐食RC床版の耐荷機構について実験に加えて解析的にも検討を加えた結果、載荷板直下のせん断破壊と、せん断ひびわれを介して伝達される鉛直力とその耐力に寄与し、この鉛直力は主鉄筋を含めたかぶり部で構成される断面の破壊抵抗モーメントとつり合う力であることがわかった。

(4) 腐食RC床版の耐力を推定する一手法として、載荷板直下のせん断破壊の耐力への寄与分については、既往の研究⁷⁾による式(1)第1項で評価でき、また、せん断ひびわれを介して伝達される鉛直力については、有限要素弾塑性解析により評価できることを示した。

本研究におけるRC床版供試体を利用して、以上のようによまとめることができた。前述したように、RC床版の破壊挙動は三次元的で非常に複雑であることを考慮すると、床版の拘束条件の影響や、せん断ひびわれの進展状態など、まだ検討すべき点も残されるが、本研究で、腐食RC床版の耐力に影響を及ぼす損傷要因の1つが、鉄筋さびの膨張により生じる水平面状のひびわれであることが示された。このことは、著者らが文献4)で報告したRCばりの場合と同様に、この腐食膨張ひびわれの発生が力学的な問題を論ずるうえでの1つの分岐点となることが示されたものといえよう。

実際の構造物においては、上記の腐食膨張ひびわれの進展の予測¹⁷⁾や、ひびわれを検出する手法^{18),19)}も重要となるものと考えられ、損傷を受けたRC構造物を評価するには、非破壊検査法と本研究で考察を行ったような力学的挙動とを合わせて検討する必要があるものと考えられた。

最後に、本研究を進めるにあたり多大なご協力を頂いた、金沢大学工学部土木建設工学科・構造および材料研究室の諸氏、川田工業(株)技術本部中央研究室 前田研一室長、ならびに(株)東コンサルタント 作田孝行氏に心から感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Crane, A.P.: Corrosion of Reinforcement in Concrete Construction, Ellis Horwood Limited, 1983.
- 2) 小林一輔：コンクリート構造物の早期劣化問題とその背景，土木施工，25巻7号，pp.40~48，1984.
- 3) 小林茂敏：道路橋における被害の実態，コンクリート工

学，Vol. 25, No. 12, pp.53~56, 1987.

- 4) 橘 吉宏・梶川康男・川村満紀：鉄筋腐食によって損傷を受けたRCばりの挙動に関する考察，土木学会論文集，第402号/V-10, pp.105~114, 1989.
- 5) 前田研一・橘 吉宏・梶川康男・角本 周：RC部材の鉄筋腐食による損傷時の挙動に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol. 35 A, pp.1115~1128, 1989.
- 6) Weyers, R.E. and Cady, P.D.: Deterioration of Concrete Bridge Deck for Corrosion of Reinforcing Steel, Concrete International, Vol. 9, No. 1, pp.15~20, 1987.
- 7) 前田幸雄・松井繁之：鉄筋コンクリート床版の押抜きせん断耐力の評価式，土木学会論文集，第348号/V-1, pp.133~141, 1984.
- 8) 園田恵一郎・堀川都志雄：道路橋床版の輪荷重直下の応力の算定について，土木学会論文報告集，第273号，pp.15~22, 1978.
- 9) 小柳 洽：鉄筋コンクリートスラブの押抜きせん断とその設計上の取扱い，コンクリート工学，Vol. 19, No. 8, pp.3~13, 1981.
- 10) Joint ACI-ASCE Committee 426: The Shear Strength of Reinforced Concrete Members-Slabs, Proc. of ASCE, Vol. 100, No. ST8, pp.1543~1591, 1974.
- 11) 角田与史雄・井藤昭夫・藤田嘉夫：鉄筋コンクリートスラブの押抜きせん断耐力に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第229号，pp.105~115, 1974.
- 12) 梶 勇：鉄筋コンクリート床版の耐力に関する試験研究，日本道路公団昭和49年度試験所報告，pp.140~149, 1975.
- 13) 土木学会：コンクリート標準示方書(昭和61年度制定)改訂資料，コンクリート・ライブラリー第61号，pp.170~172, 1986.
- 14) 建設省土木研究所：土木研究所年報(昭和63年度)，p.196, 1989.
- 15) 青柳征夫・山田一字：面内力を受ける鉄筋コンクリートシェル要素の耐力変形特性，土木学会論文集，第331号，pp.167~180, 1983.
- 16) 山田嘉昭・横内康人：有限要素法による弾塑性解析のプログラミング，EPIC IV解説，培風館，1981.
- 17) 角本 周・梶川康男・川村満紀：コンクリート中の鉄筋腐食による膨張挙動の弾塑性解析とその適用性，土木学会論文集，第402号/V-10, pp.151~160, 1989.
- 18) 町田文孝・作田孝行・橘 吉宏・梶川康男：赤外線放射温度計測によるRC床版の劣化部検出法に関する基礎実験，土木学会第43回年次学術講演会(VI)，1988.
- 19) 橘 吉宏・前田研一・重石光弘・梶川康男：AE法のRC床版劣化度検査法への適用に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，11-1, pp.337~342, 1989.

(1990.2.23・受付)