

2方向支持されたRC床版の劣化機構と 耐久性評価法に関する研究

石崎 茂¹・松井繁之²

¹ 正会員 株式会社酒井鉄工所 橋梁設計部 (〒590-0831 大阪府堺市出島西町3-1)

² フェロー 工博 大阪大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘2-1)

中小スパン橋梁における少主桁化や開断面箱桁形式の増加に伴い床版支間が長大化しつつある。これに対処する方法の一つとして従来のRC床版を2方向版として活用する方法が有効と考えられる。すなわち、床版を主桁と横桁で2方向支持することによって版の発生曲げモーメントを減少させ、主鉄筋を車両進行方向に配置することで輪荷重によるせん断力の集中を緩和することにより耐久性が向上すると考えられるためである。そこで本論文では、車両進行方向に主鉄筋を配置した2方向支持RC床版に対し、輪荷重走行試験機を用いた移動繰り返し載荷試験によりその劣化損傷機構を解明すると共に、ひび割れ部を回転およびせん断パネによりモデル化した解析法により、床版に作用する輪荷重大きさおよびその繰り返し回数が床版の剛性低下に及ぼす影響を定量化する方法を提案する。

Key Words: RC slabs, 2-way slabs, deterioration mechanism, durability assessment, highway bridge

1. はじめに

近年、鋼道路橋の製作コストや維持管理コストの低減、および現場作業の省力化のため、2主桁、2主構の狭小箱桁、あるいは開断面箱桁を用いた連続合成桁橋の採用例が増加しつつある^{1),2),3)}。これらの橋梁では、床版支間が大きくなるため、従来のRC床版では床版厚の増大による死荷重の増加により省力化によるコスト削減効果が消失する。これを解決するには、合成床版等の他の高強度床版構造を採用する方法、従来のRC床版にプレストレスを導入し強度を増大させる方法、あるいは床版の支持構造を見直し、床版を2方向版とし版の発生曲げモーメントを低減する方法、のいずれかの方法を採用せざるを得ないものと考えられる。

一方、車両進行方向と直角に主鉄筋を配置した現行の道路橋RC床版の疲労耐久性は、輪荷重の繰返し走行に起因する主鉄筋と平行な貫通ひび割れの発生とその進展による版のはり状化と、それに伴う主鉄筋断面のせん断強度の低下に支配されることを報告してきた^{4),5),6),7)}。このような貫通ひび割れの発生に対しては、輪荷重載荷面の形状が橋軸直角方向に扁平であることから、主鉄筋を車両進行方向と平行に配置し、これにより輪荷重によるせん断力の集中を緩和した方が有利と考えられる。以上より、少主桁あるいは開断面箱桁形式の主構造で長支間のRC床版を有する道路橋において、床版を主桁および

充腹構造の横桁で4辺支持した2方向版(以下2方向支持RC床版、または単に2方向版と記す)とすることは、床版の発生曲げモーメントを低減し、床版厚を薄くすることを可能とするだけでなく、これによって、主鉄筋を車両進行方向に配置することが可能となり、RC床版の疲労耐久性の向上にも有効であると考えられる。

以上のことから、著者らはこれまで2方向支持された長支間RC床版の設計法を確立するため、種々の主桁間隔と横桁間隔を有する2方向支持RC床版のパラメトリック解析から、最小版厚式および設計曲げモーメント式を提案してきた⁸⁾。

しかしながら、これまで、車両進行方向に主鉄筋を配置した2方向支持RC床版の輪荷重の走行による劣化機構や疲労耐久性を解明する研究はほとんど為されておらず、本形式床版の設計法を確立するためには、これらを明らかにすることが重要と考えられる。そこで本研究では、本床版の疲労損傷機構を把握し、これを設計に反映することを目的として、主鉄筋の配置方向および横桁間隔を変えた試験体を用いて輪荷重走行試験機による疲労試験を実施した。本文ではこれらの試験結果を比較することによって2方向支持RC床版の耐荷様式と劣化機構について考察する。

さらに、本試験結果を用いてひび割れの進展による2方向支持RC床版の耐久性能を定量化するため、ひび割れを、①引張側コンクリートを無視した版の断面剛性に

よる回転パネと、②圧縮側コンクリートのせん断剛性および鉄筋のダウエル作用によるせん断剛性の総和として与えられるせん断パネとを有する接合要素としてモデル化し、輪荷重走行試験によるひび割れパターンを考慮した有限要素モデルを作成した。そして、本解析法の妥当性を、本実験結果を含め、これまで実施された1方向版の輪荷重走行試験の結果により検証するとともに、本解析法を用いて輪荷重の繰返し走行によるひび割れ部のせん断パネ定数の低下度を、輪荷重走行試験機による今回の試験結果より定量化することによって、2方向支持RC床版の輪荷重の繰返し走行による剛性低下機構を評価する新たな耐久性評価法を提案する。

2. 疲労耐久性試験

(1) 試験概要

a) 供試体諸元

実験で想定したモデル床版は、2方向版の適用が有利と考えられる長支間床版を対象とするため、文献8)の検討結果により設計された主桁間隔6mの2方向版とし、横桁間隔が6mおよび4mの2種類のモデルにより横桁間隔の影響を調べることにした(供試体T-1, T-2)。供試体は、輪荷重走行試験機の寸法上の制約からモデル床版の1/3モデルを想定し、床版厚、鉄筋配置等を決定した。

表-1 供試体諸元 (単位: mm)

		モデル橋	試験体	相似比	鉄筋方向	
T-1	床版支間	6000	2000	1/3	橋軸方向	
	横桁間隔	6000	2000	1/3		
	床版厚	340	120	1/2.83		
	鉄筋径	D19	D10			
	鉄筋間隔	115	85			
	有効厚	300	100	1/3		
	かぶり	40	20			
	鉄筋比(%)	0.83	0.84			
	鉄筋径	D16	D10			橋軸直角方向
	鉄筋間隔	115	130			
	有効厚	282.5	100	1/2.83		
	かぶり	57.5	30			
鉄筋比(%)	0.61	0.61				
T-2	床版支間	6000	2000	1/3	橋軸方向	
	横桁間隔	4000	1400	1/2.86		
	床版厚	320	120	1/2.67		
	鉄筋径	D19	D10			
	鉄筋間隔	125	85			
	有効厚	280	100	1/2.8		
	かぶり	40	20			
	鉄筋比(%)	0.82	0.82			
	鉄筋径	D16	D10			橋軸直角方向
	鉄筋間隔	150	150			
	有効厚	262.5	90	1/2.92		
	かぶり	57.5	30			
鉄筋比(%)	0.50	0.53				
T-3	床版支間	6000	2000	1/3	橋軸直角方向	
	横桁間隔	6000	2000	1/3		
	床版厚	340	120	1/2.83		
	配筋	供試体T-1と主鉄筋と配力鉄筋の方向を逆にする				

モデル床版および供試体の名称と諸元を表-1に示す。

供試体の横桁断面は死荷重およびT荷重により床組として設計した断面からその剛性を決定した。また、横桁間隔1.4mの試験体T-2(横桁間隔4mの縮小モデル)では、隣接パネルへの輪荷重重載荷時に着目床版に発生する負曲げモーメントが版の疲労耐久性に与える影響を調べるため、2パネルを含む試験体とし、横桁上を通過する載荷状態を再現することとした。

また、比較のため、横桁間隔2mの床版T-1に対しては、従来の1方向版と同様に主鉄筋を橋軸直角方向に配置した供試体T-3も同時に作成し、主鉄筋の配置方向の疲労劣化に与える影響も同時に調べることにした。

床版の支持構造は、実橋モデルと近似させるため、床版の橋軸方向の連続性を考慮して、主桁および横桁上には共にハンチを設けスタッドにより床版と鋼桁を連結した。ハンチ高は3cmとし、スタッドはφ10×80mmを150mmピッチで二列配置とした。

また、供試体の鉄筋配置は実橋モデルと鉄筋比がほぼ等しくなるよう決定した。供試体の組み立て図および配筋図を図-1に示す。

なお、床版厚12cmの1方向版の輪荷重走行試験は、以前に著者の一人が床版支間を3種類に変化させ実施しており⁹⁾、その際の供試体主桁上における版の拘束条件や輪荷重の載荷条件が本実験とほぼ同様であるため、こ

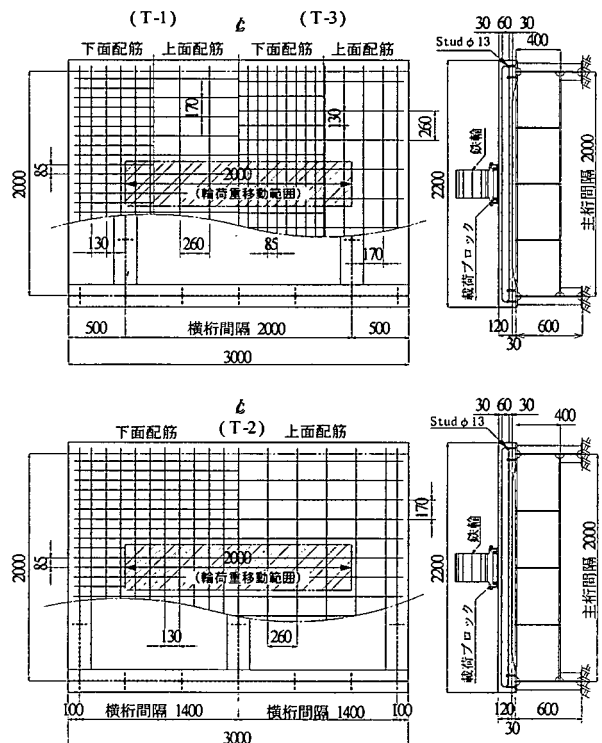


図-1 供試体概要図

これらの試験結果とも比較することにした。

b) 供試体使用材料の特性

供試体に使用したコンクリートは目標圧縮強度 $\sigma_{ck} = 30\text{N/mm}^2$ のものとし、粗骨材最大寸法は、縮小モデルであること、鉄筋かぶり量、および鉄筋ピッチなどを考慮して 15mm のものを使用することとした。そして、供試体のコンクリート打設時に標準円柱試験体を探取し、供試体と同一条件で現場養生した後、輪荷重走行試験開始時に圧縮試験および割裂試験を実施した。また、使用鉄筋の材質は SD345A とし、供試体に使用した鉄筋と同一ロットの鉄筋について引張試験を実施した。供試体使用材料の材料試験結果を表-2 に示す。

c) 載荷荷重

載荷荷重は主鉄筋を橋軸直角方向に配置した供試体に対し、著者の一人が提案している式(1)に示す1方向床版の S-N 曲線¹⁰⁾により疲労寿命の算定を行い、走行回数 50 万回程度で破壊に至る荷重を目安として載荷荷重を決定することとした。

$$\log\left(\frac{P}{P_{SX}}\right) = -0.07835 \log N + \log 1.520 \quad (1)$$

ここに、

N : 輪荷重の通行回数

P : 輪荷重強度(N)

P_{SX} : 文献9)による梁状化した床版の
押抜きせん断強度(N)

実際の載荷荷重は、材料試験により得られたコンクリートの圧縮強度を用いた式(1)による載荷荷重の計算値に、2方向版とすることによる耐久性向上分を1割程度見込み、文献9)の1方向床版の実験結果を参考に、最初の50万回の荷重を $9tf(88\text{kN})$ とし50万回で破壊に至らない場合は、 $12tf(118\text{kN})$ に荷重を上げ破壊まで載荷することとした。

なお、本実験で使用した輪荷重走行試験機は、幅 30cm で走行方向の長さが 12cm の載荷ブロックを車輪の走行方向に並べ、その上に鉄板を敷設した軌道上を走行する鉄輪により載荷する装置であり、鉄輪の走行範囲は供試体中央から $\pm 1.0\text{m}$ 、走行速度は $112\text{m}/\text{分}$ である。本輪荷重走行試験機による載荷状況を写真-1 に示す。

表-2 供試体使用材料の特性値

	コンクリート	鉄筋
圧縮強度	$\sigma_{ck} = 39.2\text{N/mm}^2$	—
降伏点	—	$\sigma_t = 437\text{N/mm}^2$
引張強度	$\sigma_t = 3.06\text{N/mm}^2$ (割裂)	$\sigma_t = 605\text{N/mm}^2$
弾性係数	$E_c = 2.36 \times 10^5\text{N/mm}^2$ (1/3 割線)	$E_s = 1.87 \times 10^5\text{N/mm}^2$

d) 測定項目

測定項目は各荷重ステップ毎の横桁と版のたわみ、床版下面、横桁、鉄筋のひずみ、および、コンクリート上下面のひびわれの発生・進展状況とした。たわみおよびひずみの測定時期は、載荷前、1000 回載荷後、5000 回載荷後、10000 回載荷後、20000 回載荷後とし、以降は走行回数 2 万回毎に走行を中断し、床版支間中央に輪荷重を静的に載荷した状態で測定を実施すると共に床版上下面のひび割れ状況の観察を行った。

(2) 実験結果

3 供試体共 88kN、50 万回の載荷では破壊せず、118kN の荷重時に破壊した。各供試体の破壊までの繰返し回数と破壊性状を表-3 に示す。

118kN の載荷による破壊までの繰返し回数は、T-1 が T-3 の約 1.6 倍であり橋軸方向に主鉄筋を配置した供試体の方が従来型配筋のものに比べ高い耐久性を示した。また、T-2 の 118kN での破壊までの繰返し回数は 32 万回であり T-1 より著しく高い耐久性を示し、横桁間隔を小さくし版の発生曲げモーメントを低減することが版の耐久性向上に寄与することが確認できた。

供試体の破壊性状は、3 供試体とも押抜きせん断の破壊性状を呈したが、その破壊面は、供試体 T-1、T-2 では共に矩形のせん断破壊面を呈したのに対し、T-3 では橋軸方向のせん断破壊面が卓越する性状を呈した。これより主鉄筋を橋軸方向に配置した供試体と橋軸直角方

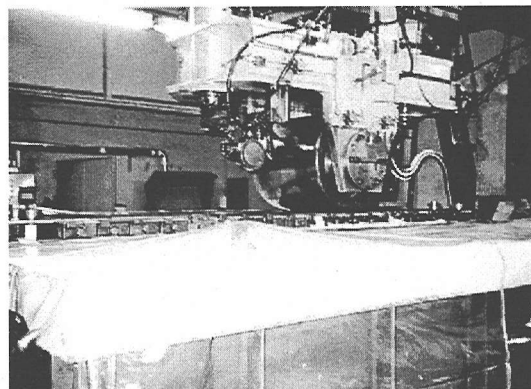


写真-1 載荷状況

表-3 供試体の破壊までの繰返し数と破壊性状

供試体名称	繰返し回数(万回)		破壊性状
	88kN	118kN	
T-1	49.8	1.88	矩形の押抜きせん断破壊
T-2	50.2	31.98	矩形の押抜きせん断破壊
T-3	50.0	1.18	帯状の押抜きせん断破壊

向に配置した供試体ではその破壊性状が異なることが確認された。

a) たわみ性状

各測定回数毎の床版中央載荷における床版中央のたわみをプロットしたたわみ-サイクル曲線を、供試体 T-1 と T-3 については図-2 に、また、供試体 T-2 については図-3 に示す。図中で 118kN 載荷時の活荷重たわみは 88kN 載荷に換算した値を示している。なお、図中には版の全断面を有効とした場合と引張コンクリートを無視した場合の FEM による解析値も併記した。

供試体 T-1 と T-3 について繰返し回数と活荷重たわみの関係を比較すれば、T-1 のたわみは載荷開始直後から比較的ゆるやかに増加し 4 万回程度を変曲点として、その後定常状態となり 50 万回まで漸増している。これに対し、T-3 のたわみは 1 万回程度までに急増し、その直後から定常状態となり、増加勾配は T-1 に比べ若干大きいことが確認された。載荷当初の活荷重たわみは T-1 で 1.37mm、T-3 で 1.23mm と T-1 の方が T-3 より 1 割程度大きい値となったが、繰返し載荷後のたわみは、T-1 は T-3 に比べ載荷初期から破壊に至るまで一貫して 1~2 割程度小さくなることが確認された。引張コンクリートを無視した FEM の解析値では T-1 の方が T-3 よりたわみが大きくなるのに対し、実測値では逆の傾向が得られた。これは、T-1 の方が T-3 よりひび割れの進展が遅く、繰返し載荷による剛性低下が少ないためと考えられる。

一方、供試体 T-2 の活荷重たわみは、横桁の効果によりその絶対量が T-1 に比べ約 70% 程度と小さくなったが、この値は解析値の比 72% とほぼ一致する。また、繰返し載荷によるたわみの増加勾配も T-1 とほぼ同様であった。50 万回以降の 118kN の繰返し載荷では、T-1 は載荷直後から勾配が急増し 1.9 万回で破壊したのに対し、T-2 は 25 万回程度まで 88kN の載荷時に比べ若干大きな増加勾配となったが安定した増加傾向を示した。

次に残留たわみの比較では、橋軸方向に鉄筋を配置し

た T-1 および T-2 供試体の残留たわみは共に初期載荷直後に発生し、繰返し載荷により漸増する傾向を示したが、T-3 については初期載荷直後に残留たわみはほとんど発生せず、逆に繰返しによる増加勾配は大きくなった。そして、50 万回載荷後には T-3 の 1.3 倍程度の大きな値となった。このことから、二方向版では、主鉄筋を車両進行方向に配置した方が橋軸直角方向に配置するより、繰返し載荷によるひび割れの進展を抑制する効果があることが伺える。

図-4 および図-5 は、各供試体の走行回数毎のたわみ分布を床版の全断面を有効とした場合および引張コンクリートを無視した場合の理論たわみ曲線と共に示したものであり、それぞれ橋軸方向および橋軸直角方向のたわみ分布を示している。なお、載荷荷重を 118kN へ増加した後のたわみ分布は、実測たわみを載荷荷重 88kN に対する値に換算し表示している。

これらの図より、実測たわみの分布曲線は、すべての供試体において橋軸方向分布、橋軸直角方向分布とも全断面有効の理論たわみ曲線と引張コンクリート無視の理論たわみ曲線の間に分布しており、曲線の形状は理論曲線の形状とほぼ相似であり、走行回数の増加に従って全断面有効の理論たわみ曲線から、引張コンクリート無視の曲線に近づいていくことが分かる。

次に、T-1 供試体と T-3 供試体のたわみ分布と繰返し回数の関係を比較すると、載荷初期ではたわみの絶対量は T-1 の方が T-3 より大きい値となったがその形状は T-3 の方が床版中央で尖った分布曲線となった。また、走行荷重 88kN で 50 万回載荷した後のたわみ分布は、T-1 では引張コンクリートを無視した直交異方性版による FEM 解析値の約 55% 程度と小さいのに対し、T-3 では解析値の 75% 程度となった。また、T-2 供試体についても T-1 とほぼ等しい 55% 程度であった。これらより橋軸方向に主鉄筋を配置することで橋軸直角方向のひび割れの発生と進展が抑制され、繰返し載荷による床版の

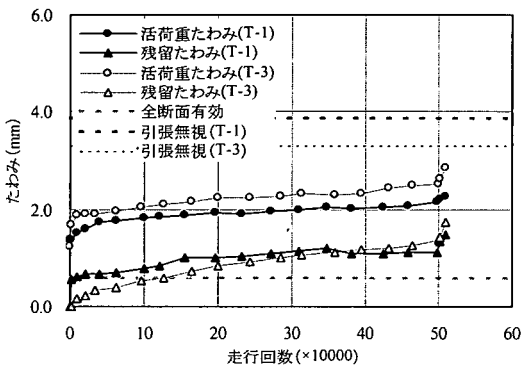


図-2 供試体 T-1, T-3 のたわみ-サイクル曲線

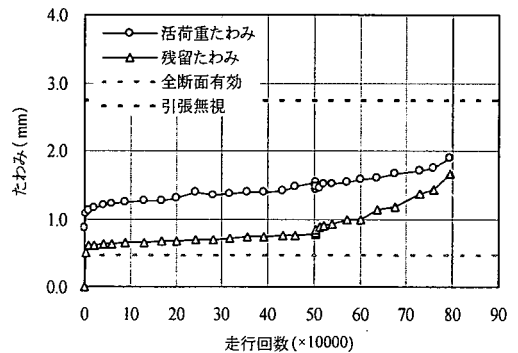


図-3 供試体 T-2 のたわみ-サイクル曲線

剛性低下が緩慢となることが確認できた。

さらに、横桁上を通過する荷重を再現した T-2 供試体の橋軸方向のたわみ曲線は、荷重荷重を 118kN へ増加した後の繰返し荷重において、曲げモーメントが卓越する端支点側の支間部でひび割れ進展による剛性低下が大きくなり、繰返し走行による活荷重たわみの増加率が他の部分より大きくなることを確認された。

b) ひび割れの進展性

図-6 および図-7 は、主桁と横桁で囲まれた床版パネルのうちハンチ端（桁中心より 20cm 位置）より内側の床版下面のひび割れ状況を、それぞれ荷重初期（1万

回載荷後）と最終破壊後について示したものである。3 供試体共、載荷軌道直下の主鉄筋方向のひび割れが先行して発生し、その後、走行回数が増加とともに格子状のひび割れに発展していった。軌道直下のひび割れ網は約 1 万回載荷時でほぼ出尽くし、以後は周辺部へと発展していった。

T-1 は T-3 に比べて総じてひび割れの本数が少なく、かつ橋軸直角方向に発生したひび割れについてはその間隔が大きかった。このことから、2 方向版において主鉄筋を橋軸方向に配置することは、橋軸直角方向のひび割れの進展を抑制し、橋軸方向の剛性低下を遅らせる効

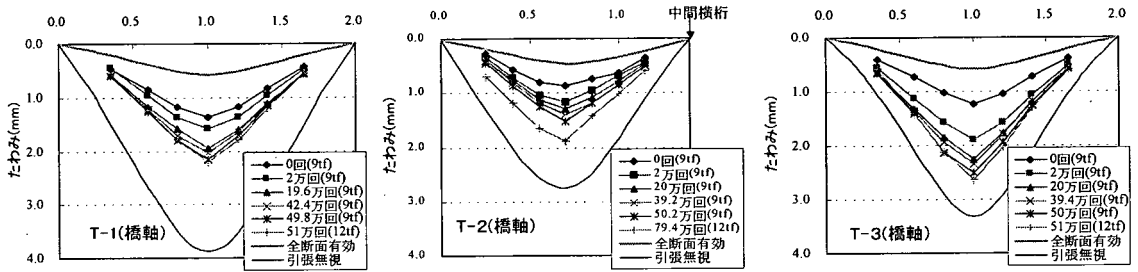


図-4 橋軸方向のたわみ分布 (88kN換算)

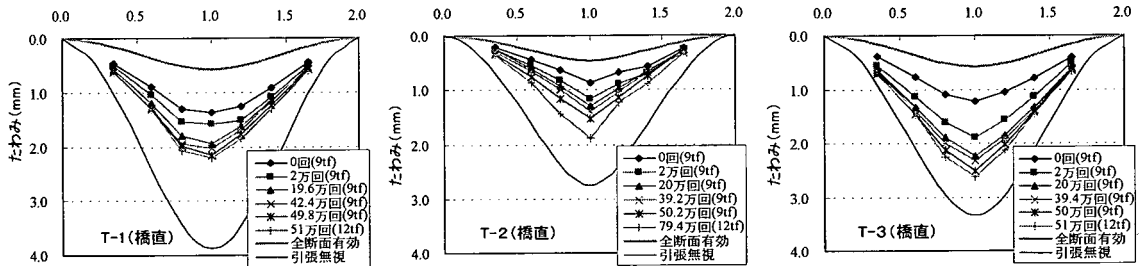


図-5 橋軸直角方向のたわみ分布 (88kN換算)

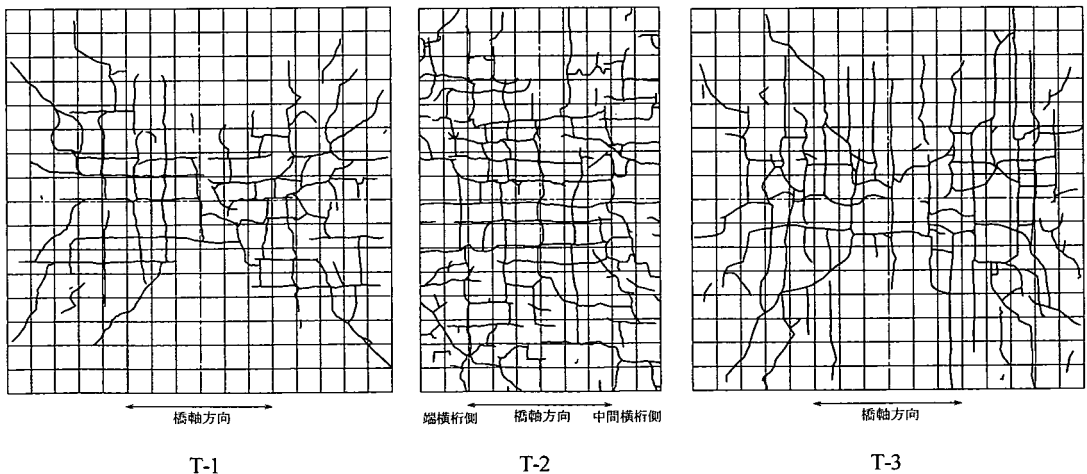


図-6 荷重初期(1万回載荷後)における供試体のひび割れ状況

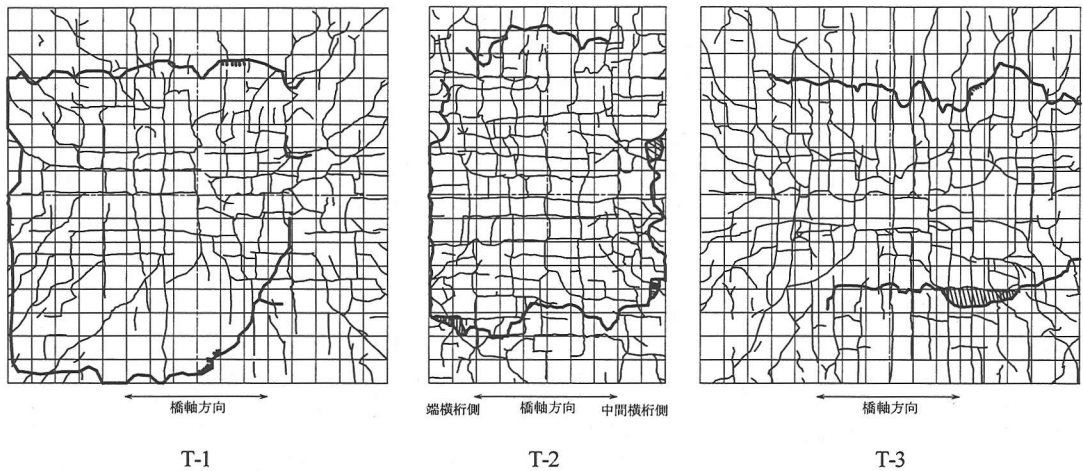


図-7 最終破壊時における供試体のひび割れ状況

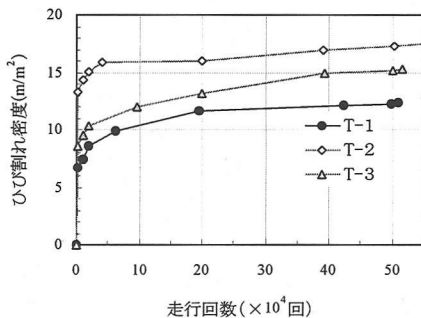


図-8 ひび割れ密度と走行回数との関係

果があることが確認できる。

一方 T-2 供試体のひび割れは、その開口幅は小さいものの、載荷初期から比較的早い段階で中間横桁付近にも密なひび割れ網が形成された。これは、横桁上を通過する載荷によって、横桁付近で曲げモーメントおよびせん断力が交番するためと考えられる。しかし、このひび割れ網形成後は、88kN で 50 万回の載荷が完了するまで新たなひび割れはほとんど観察されず、その後、荷重を 118kN に増加した直後に主桁および横桁の近傍に新たなひび割れが観察されたが、以後は破壊までほとんど新たなひび割れは発生しなかった。

各供試体の床版下面における最終の押抜きせん断破壊面は図-7の太線で示したとおりであった。なお、最終破壊時にコンクリート片が欠け落ちた部分をハッチングで示した。この図より、主鉄筋を車両進行方向に配置した T-1、T-2 供試体では最終破壊形状が矩形の押抜きせん断破壊型となったのに対し、T-3 は載荷軌道に平行に続く主鉄筋断面のみのせん断破壊型となった。

なお、床版上面のひび割れは、3 供試体とも載荷回数 2 万回～10 万回で主桁および横桁中心線から 20cm 程度

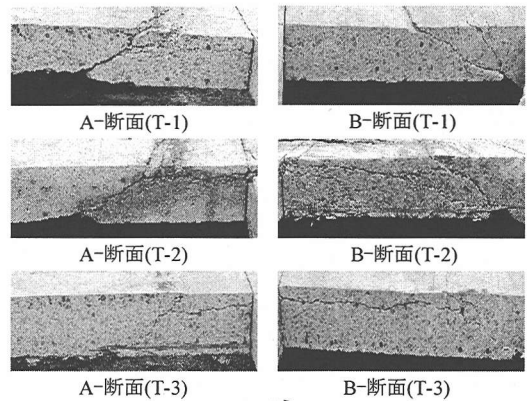


図-9 供試体押抜きせん断破壊面

支間中央側へ寄った位置に発生し、その後載荷回数の増加に伴って進展し、最終的には円形または楕円形に連続した形状となった。

図-8 は各供試体の走行回数とひび割れ密度の関係を示したものである。横桁上を跨ぐ載荷状態を再現した T-2 供試体の場合、載荷初期からせん断力やねじりモーメントの交番に起因すると思われるひび割れが多数観察された。そして、繰り返し数 4 万回程度で、ほぼひび割れが出尽くし、その後のひび割れ密度の増加は微小であった。次に T-1 と T-3 との比較では、T-1 は T-2 と同様比較的早い段階でひび割れが出尽くし、その後ひび割れ密度が停留する傾向を示すが、T-3 のひび割れ密度は 10 万回載荷後から 40 万回載荷後までほぼ直線的に増加し

その後停留する結果となった。

以上より、主鉄筋を車両走行方向に配置した場合、比較的早い段階でひび割れ網の形成が完了するが、その後の繰返し载荷による新たなひび割れの発生および進展が少ないことが確認された。

c) 最終破壊性状

図-9は実験終了後、各供試体を走行軌道直下およびそれに直交する支間中央断面で切断した切断面の状況を示したものである。橋軸直角方向の切断面(A-断面)の最終破壊状況はT-1, T-2では載荷板の縁端から床版下面に向かい約30°の傾きで主桁方向に進展したと推定される押抜きせん断破壊面が観察される。T-3も同様の性状を示したが、せん断破壊面の角度が45°程度とT-1, T-2に比べ若干大きめとなった。この相違は主鉄筋の配置方向の違いによる荷重の分配率の違いによるものと推定できる。

一方B-断面の最終破壊状況およびひび割れの進展状況を見ると、T-1供試体では横桁上のハンチ止端から約30度のせん断破壊面が観察されたが、T-3ではこのようなせん断破壊は見られない。この両者の違いが主鉄筋の配置方向の違いとして現れた大きな相違点である。T-2, T-3供試体では軌道下の上面の主鉄筋位置で上下のコンクリートが剥離するひび割れが横桁のハンチ部まで進展していた。これは圧縮側鉄筋のダウエル力の繰返し作用によるものと推定される。T-1, T-3供試体は共に118kNに荷重増加後比較的早い時期に押抜きせん断破壊したが、T-1ではこのひび割れ進展が見られないのに、T-3で激しいのは88kNの載荷段階で既に発生し床版劣化が進行していたと推定できる。

(3) 2方向支持RC床版の耐荷様式と劣化機構

前述の活荷重たわみの進展性状、ひび割れの進展パターン、および最終破壊性状から、車両進行方向に主鉄筋を配置した2方向支持RC床版の走行輪荷重に対する耐荷様式と劣化機構は、1方向版とは異なり、主鉄筋と直角方向の輪荷重の載荷幅、およびこれに対応する主鉄筋断面のせん断強度の影響を大きく受けるものと推定できる。そこで、これらのパラメータを用いて、今回の実験結果、およびこれまで実施された1方向版の実験結果⁴⁾⁹⁾を比較検討することにより2方向支持RC床版のS-N関係の評価法について考察する。

a) 1方向版との比較

これまでの研究より、主鉄筋が輪荷重の進行方向に対し直角方向に配置される1方向版の場合は、貫通ひび割れにより主鉄筋方向に梁状化した断面のせん断耐力が床版の耐久性を評価する上での重要なパラメータとなり、次式に示す梁状化断面のせん断耐力 P_{sx} によって耐久性を評価できることを著者の1人が提案してきた⁴⁾¹⁰⁾。

$$P_{sx} = 2B(\tau_{s,max}X_m + \sigma_{t,max}C_m) \quad (2)$$

ここに、 B : 梁状化断面の有効幅

$$B = b + 2d_d \quad (3)$$

b : 載荷板の配力鉄筋方向の辺長
 d_d : 配力鉄筋の有効高さ
 $\tau_{s,max}, \sigma_{t,max}$: コンクリートの最大せん断強度、および最大引張強度
 X_m : 主鉄筋断面の中立軸深さ
 C_m : 主鉄筋のかぶり

これに対し本実験供試体の2方向版では、1方向版で見られるような貫通ひび割れは観察されなかったが、ひび割れが貫通に至らない場合でも、ひび割れ深さが大きくなるに従い、ひび割れ部のせん断剛性は低下するものと考えられ、実験結果のひび割れパターンおよび最終破壊性状から判断して、輪荷重作用下での載荷板端における直交2方向の作用せん断力と、これに対応する版のせん断抵抗との相関により2方向版の耐久性が決定されるものと推定できる。そこで、これまで、1方向版のS-N曲線では、縦軸に作用輪荷重と主鉄筋断面のせん断耐力の比 P/P_{sx} が用いられてきたが、2方向版の場合は直交2方向の作用最大せん断力をパラメータとした次式に示す β によって P/P_s を評価出来ると考えられる。

$$\beta = \frac{P_x}{P_{sx}} + \frac{P_y}{P_{sy}} \quad (4)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} P_x &= 2B_x Q_{x,max} \\ P_y &= 2B_y Q_{y,max} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$Q_{x,max}, Q_{y,max}$: それぞれ、 x 軸、 y 軸に直角な載荷板端断面に作用する輪荷重による単位幅当たりの発生最大せん断力

B_x, B_y : それぞれ x および y 方向に梁状化した断面の有効幅で式(3)に準じて求められる。

上記において輪荷重により発生する単位幅当たりの最大せん断力を評価のパラメータとして選定したのは、2方向版における縦横の床版スパン比が直交2方向の応力分担に与える影響を反映させるためである。また、この最大せん断力は、版の最終耐力がひび割れ網の進展により十分に異方性化した状態で決定されるため、版を直交異方性版と仮定して求めるものとする。

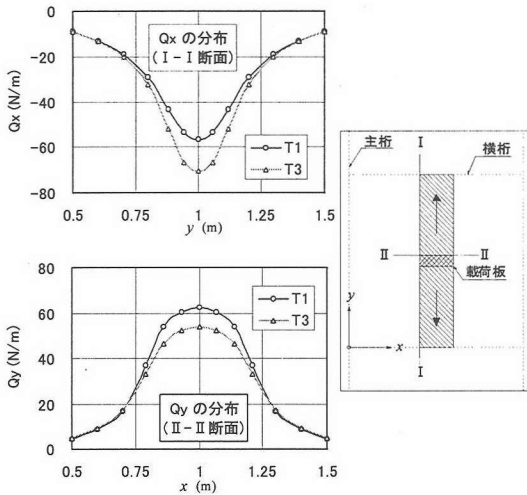


図-10 直交2方向のせん断力の分布

図-10は、T-1 および T-3 供試体について、直交異方性版の FEM 解析により求めた床版中央載荷に対する輪荷重載荷板端に沿った直交2方向のせん断力 Q_x および Q_y の分布を示したものである。図から載荷板端のせん断力 Q_x のピーク値は、T-1 は T-3 に比べ2割程度小さくなっており、橋軸方向に主鉄筋を配置することによりせん断力の集中が緩和されていることが分かる。そして、このせん断力 Q_x のピーク値は、輪荷重の走行により橋軸方向に移動する。このため、版の耐久性評価に際し、作用せん断力の代表値として、 Q_x のピーク値を採用することとした。また、 Q_y についても、その分布形状が梁状有効幅の範囲で扁平であることから最大値を耐久性評価の代表値に使用することとした。

b) S-N 関係

本実験では全供試体とも基本荷重 88kN で 50 万回載荷した後、荷重を 118kN に上昇させ、破壊に至るまで載荷した。このため上昇後の繰返し回数を基本荷重に対する繰返し回数に換算する必要がある。そこで、荷重強度と繰返し回数の関係がマイナーの累積被害則に従うものとして次式による換算繰返し回数をを用いて評価した。

すなわち、

$$N_{eq} = \sum \left(\frac{P_i}{P_0} \right)^m n_i \quad (6)$$

ここに、

- N_{eq} : 基本荷重に算定した等価繰返し回数
- P_i : 第 i 番目の載荷の際の輪荷重強度
- P_0 : 損傷度算定の基本とする輪荷重強度
- m : S-N 曲線の傾きの絶対値の逆数
- n_i : 第 i 番目の載荷回数

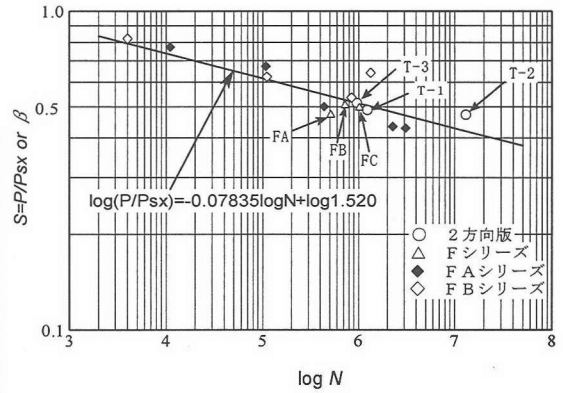


図-11 2方向支持床版のS-N関係

表-4 2方向支持床版の β と等価繰返し数

	単位	T1	T2	T3
B_x		48.0	48.0	30.0
X_m	(cm)	3.016	3.016	2.492
C_m		2.0	2.0	3.0
P_{sx}	(kN)	232.5	232.5	145.3
B_y		30.0	30.0	48.0
X_d	(cm)	2.492	2.355	3.016
C_d		3.0	3.0	2.0
P_{sy}	(kN)	144.9	140.0	232.5
$Q_{x,max}$	(N/cm)	566.0	520.2	706.2
$Q_{y,max}$	(N/cm)	621.7	607.0	540.3
P_x	(kN)	33.96	31.22	67.79
P_y	(kN)	59.69	58.28	32.42
β		0.491	0.474	0.515
N_{eq}	(万回)	123.7	1307.5	96.5

今回の実験結果および直交異方性版の解析値を前述の式(4),(5),(6)にあてはめ、得られた結果を表-4に示す。

また、この結果をこれまで著者の一人が提案している1方向版のS-N曲線¹⁰⁾上に、これまでの1方向版の実験結果と共にプロットし図-11に示す。なお、同図には、文献9)の12cm厚の1方向床版に対する実験結果(図のFA, FB, FC)についても、実験における主桁および横桁と床版の固定方法が今回の実験と同様であったため、式(4)の β によってS-N関係を評価している。

この図から、今回の2方向版の実験結果は、1方向版に対する P/P_{sx} の代わりに式(4)の β を用いることによって、従来の1方向版のS-N曲線上に乗ってることがわかる。これより、2方向支持RC床版の耐久性を評価するパラメータとして、式(4)に示した β が有効といえる。

3. 輪荷重の走行による版剛性低下度の評価

(1) ひび割れを有する2方向支持床版の解析法

2方向支持床版の輪荷重による耐荷性状を定量的に

かつ精度良く評価するためには、支持桁の弾性変形挙動およびひび割れ部の変形挙動を同時に考慮できる解析法が有効と考えられる。そこで、文献8)で使用したFEM解析法¹¹⁾に、以下に示すようなひび割れの変形挙動を表現する接合要素を導入し、ひび割れの影響を考慮することとした。

a) 接合要素の要素剛性行列

図-12に示すような接合要素を考え、要素のy方向の幅ηは充分小さいものとし、節点i, jおよびk, lは同じ座標値を有しているものとする。ただし、要素のx軸方向の伸び剛性、およびy軸まわりの曲げ剛性は無視できるものとする。これより接合要素の変位としてはz方向の変位wとy軸、およびx軸まわりの回転変位θ_y, θ_xを考えればよい。すなわち、各要素には、

$$d^e = \{w, \theta_y, \theta_x, w_j, \theta_{yj}, \theta_{xj}, w_k, \theta_{yk}, \theta_{xk}, w_l, \theta_{yl}, \theta_{xl}\}$$

の12個の変位成分を考えればよい。これに対応する節点力は、z方向の力F_zとy軸およびz軸まわりの曲げモーメントM_xおよびM_yであり、f(F_z, M_x, M_y)と表せる。

ここで、要素内ではi-k辺とj-l辺間のせん断バネおよび回転バネのみにより応力が伝達されるものとし、wのx方向の変位分布を板曲げ要素の変位分布と同様に3次の表現式を用いθ_xがwと独立するものとする

$$\left. \begin{aligned} w &= \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 x^2 + \alpha_5 xy + \alpha_6 x^3 + \alpha_7 x^2 y + \alpha_8 x^3 y \\ \theta_y = \frac{\partial w}{\partial x} &= \alpha_2 + 2\alpha_4 x + \alpha_5 y + 3\alpha_6 x^2 + 2\alpha_7 xy + 3\alpha_8 x^2 y \\ \theta_x &= \alpha_9 + \alpha_{10} x + \alpha_{11} y + \alpha_{12} xy \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

これより、各節点の変位ベクトルは要素の各節点座標と未定係数ベクトルにより次式で表される。

$$\{d^e\} = [C] \{\alpha_n\} \quad (8)$$

次に、接合要素に発生するひずみはz方向のせん断ひずみγ_zとx軸まわりの曲げひずみφ_xであり、それぞれi-k線上とj-l線上の相対ずれΔwおよび相対回転角Δθ_xを用いて次式により表現できる。

$$\begin{Bmatrix} \gamma_z \\ \phi_x \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \Delta w \\ \Delta \theta_x \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} w_{y=\eta} - w_{y=0} \\ \theta_{x,y=\eta} - \theta_{x,y=0} \end{Bmatrix} = [Q] \{\alpha_n\} \quad (9)$$

接合要素に作用する単位幅当たりのせん断力、および曲げモーメントをそれぞれQ_y, M_yとし、接合要素の単位幅当たりのせん断剛性をK_s, 曲げ剛性をK_rとすると、

$$\begin{Bmatrix} Q_y \\ M_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_s & 0 \\ 0 & K_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_z \\ \phi_x \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} \gamma_z \\ \phi_x \end{Bmatrix} \quad (10)$$

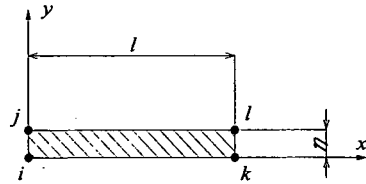


図-12 接合要素

以上より、接合要素の剛性マトリックスは次式で表現できる。

$$[K] = \{ [C]^T \}^T \left(\int_V [Q]^T [D] [Q] dv \right) [C]^{-1} \quad (11)$$

b) ひび割れ部の回転バネ剛性とせん断バネ剛性

接合要素の剛性を表すバネ剛性のうち、回転バネ剛性K_rは、ひび割れの発生により版の曲げ剛性がひび割れ部においてコンクリートの全断面を有効とした剛性から引張側コンクリートを無視した剛性へ移行するものと考えれば、次式によって表現できる。

$$K_r = \frac{E_c}{1-\nu^2} \{ I_c + (n-1)I_{sc} + nI_{st} \} \quad (12)$$

ここに、

E_c, ν : それぞれ、コンクリートのヤング係数およびポアソン比

n : 鋼とコンクリートのヤング係数比

I_c : 版の圧縮側コンクリートの中立軸回りの断面2次モーメント

I_{sc}, I_{st} : 版の圧縮側および引張側鉄筋の中立軸回りの断面2次モーメント

一方、接合要素のせん断バネ剛性は圧縮側コンクリート部骨材のインターロック作用、および引張側鉄筋のダウエル作用の相互作用として表現でき、版の中立軸の位置、および上下鉄筋の径とピッチの関数として表現できる。そして、このうち、骨材のインターロック作用によるせん断剛性は、輪荷重の繰返し走行による鉄筋の局部降伏や圧縮側コンクリートのすり減りにより、中立軸の位置が圧縮側方向に移動することにより低下し、ひび割れが進展し劣化が進行した状態ではその負担率が著しく低下するものと考えられる。また、鉄筋のダウエル作用によるせん断剛性も、輪荷重の繰返し走行により、ひび割れ部鉄筋周辺のコンクリートの局部破壊により低下するが、その低下度は、輪荷重強度と走行回数関数として表現できるものと考えられる。そこで、このひび割れ部のせん断バネを床版の劣化度を評価するパラメータとして選定することとする。

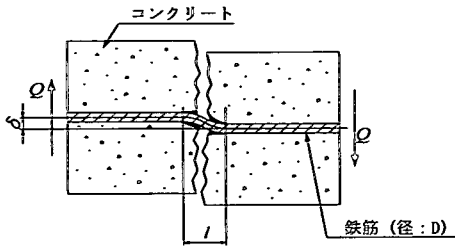


図-13 ひび割れ部のせん断バネモデル

表-5 モデル床版の解析条件と解析結果

解析 ケース	せん断バネ K_s (N/m/m)			回転バネ K_r (N·m ²)	δ_c (mm)
	K_{sx}	K_{sy}	l		
C	∞			∞	0.58
C0	∞			$EI_x : 4.95E2$ $EI_y : 8.77E2$	1.95
C1	2.14E7	1.40E7	1D		2.39
C2	2.68E6	1.75E6	2D		4.58
C3	7.93E5	5.18E5	3D		8.18
C4	3.34E5	2.19E5	4D		11.67

今、図-13の模式図に示すように、ひび割れ面に沿ったせん断力 Q により、ひび割れ部におけるコンクリート塊間に相対ずれ δ が発生したとすると、

$$Q = K_s \delta \quad (13)$$

ここに、 K_s は鉄筋のダウエル作用に換算したせん断バネ定数で、鉄筋の固定点間距離 l を用いて次式で評価する。

$$K_s = n \frac{12EI}{l^3} \quad (14)$$

ここに、

- n : 単位幅当たりの鉄筋本数
- EI : 鉄筋一本当たりの曲げ剛性

この l は輪荷重の繰返し走行によるひび割れ面の摩耗や、コンクリートの鉄筋接触面の局部圧潰等により、繰返し回数の増加と共に大きくなるものと考えられ、輪荷重強度とその繰返し回数との関数として表現できる。

c) 解析法の妥当性の実験結果による検証

本解析法の妥当性を検証するため、今回の実験で用いたT-1供試体をモデルにして、縦横に20cm間隔にひび割れを有する2方向床版を想定し、ひび割れ部の回転バネ、およびせん断バネを表-5のように変化させ、実験と同様の荷重条件で解析を行った。この結果得られた、解析ケース毎の支間中央のたわみ δ_c を表-5に、また、ひび割れ部のバネ剛性の相違による支間中央における橋軸方向のたわみ曲線の変化状況を図-14に示す。さらに、

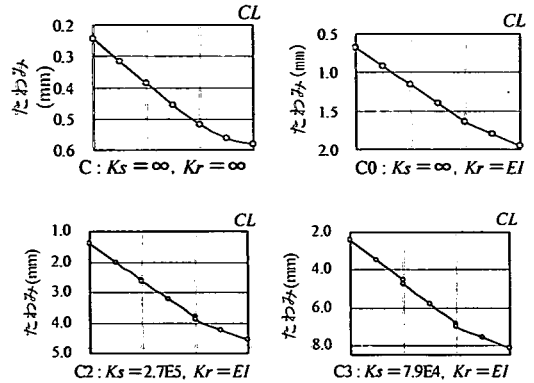


図-14 モデル床版の橋軸方向のたわみ曲線

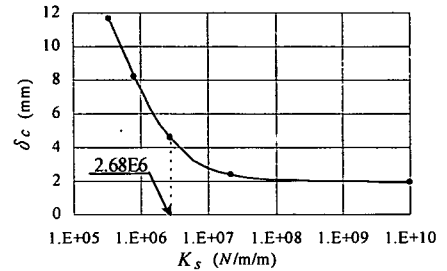


図-15 せん断バネ剛性と最大たわみとの関係

せん断バネ剛性の変化による支間中央のたわみの変化状況を図-15に示す。

これらの図より、まず、表-5における各解析結果の支間中央のたわみ δ_c から、 K_s 、 K_r を共に ∞ とした時の δ_c は等方性版の解析値に一致し、 K_s を ∞ とし K_r を引張コンクリート無視の断面剛性を仮定した場合の解析値は初期載荷後の活荷重たわみの実測値(図-2参照)にほぼ一致することが確認できる。その後、せん断バネ剛性の低下に伴ってたわみが增大するが、図-15より K_s が 2.68E6 N/m/m ($l=2D$) 以下となると、たわみの増加勾配が急激となり、版の剛性低下が著しくなることが確認できる。次に、図-14より解析ケースCのたわみ曲線がスムーズな曲線となっているのに対し、ひび割れ部の回転バネを考慮したケースC0のたわみ曲線は、ひび割れ部で折れ線となるたわみ線となっている。また、ケースC2、C3ではひび割れ部に鉛直方向のズレが発生していることが確認できる。これらから、本解析法によりひび割れ部の変形挙動が比較的精度良く追跡でき、実験床版の終局時のせん断バネ K_s は、ひび割れ部の鉄筋の固定点間距離 $l=2.0D$ (D : 鉄筋径) として算定される 2.68E6 N/m/m 以下の範囲にあることが推定できる。

(2) 解析による2方向版の実験結果の評価

今回の実験結果を前述の解析法を用いて評価するた

め、荷初期段階（繰返し数1万回程度）、および全供試体でひび割れ密度が停留した後（繰返し数40万回程度）に実測されたひび割れ網より近似した解析モデルを作成し、 K_s を変化させ解析を行った。解析モデルの一例を図-16に示す。また、文献9)の1方向版の実験結果とも比較するため、上記2方向版と同様な解析モデルを作成し、 K_s を変化させ解析を行った。今回の2方向版に

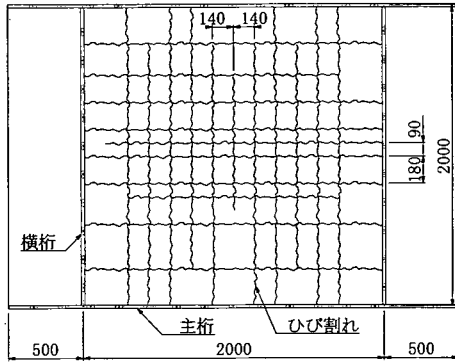


図-16 T1供試体の42.4万回荷時の解析モデル

対する解析結果を図-17に、また、文献9)の1方向版の解析結果を図-18に示す。

これらの解析結果および、前出、図-8のひび割れ密度と走行回数との関係から、初期ひび割れ網がほぼ完了した段階における実測たわみ曲線は、全6供試体とも、ひび割れ部の回転バネを $K_r = EI$ とし、せん断バネを $K_s = \infty$ とした場合の解析結果のたわみ曲線にほぼ一致することが確認できる。また、図-17および図-18よりひび割れ密度停留後のひび割れモデルに対し、回転バネを $K_r = EI$ とし、せん断バネ K_s に鉄筋の固定点間距離を $l = 1.0 D$ として算定される値を用いた解析結果は、2方向版で主鉄筋を車両進行方向に配置した T1, T2 供試体および1方向版の FA 供試体において終局直前の実測たわみ曲線とほぼ一致し、T3 供試体および1方向版の FB と FC 供試体では曲線形状がほぼ相似で、たわみの実測値は解析値に比べ若干大きめの値となった。

これらの結果から、本解析法によって、ひび割れ網を有する床版の変形挙動を比較的精度良く評価でき、かつ、せん断バネ K_s が床版の劣化度を評価する指標となり得

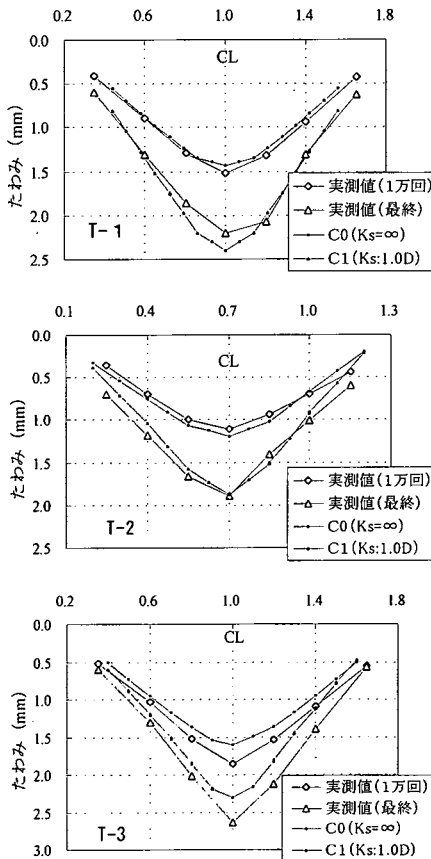


図-17 2方向版に対する橋軸方向たわみ分布の解析結果と実測値との比較

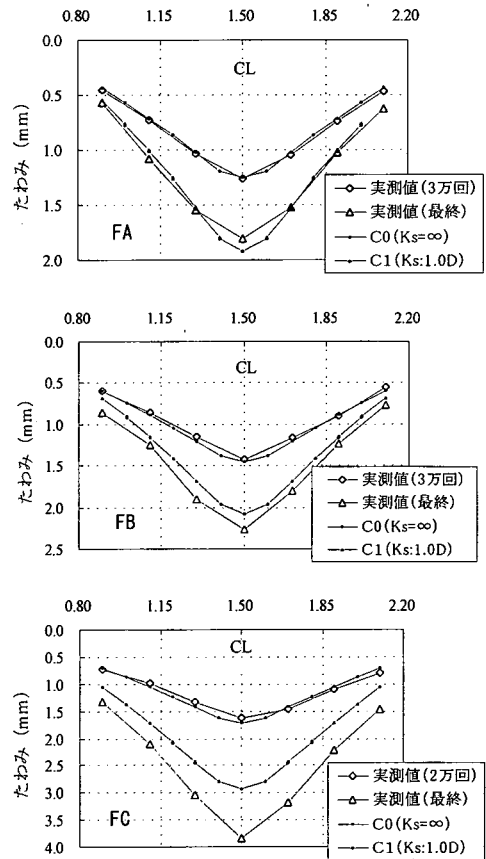


図-18 1方向版に対する橋軸方向たわみ分布の解析結果と実測値との比較

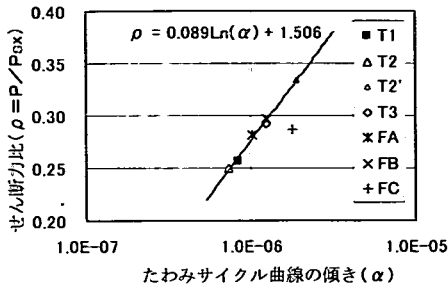


図-19 たわみサイクル曲線の傾きとせん断力比の関係

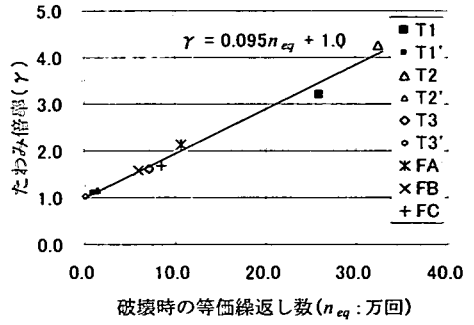


図-21 破壊時の等価繰返し数とたわみ倍率の関係

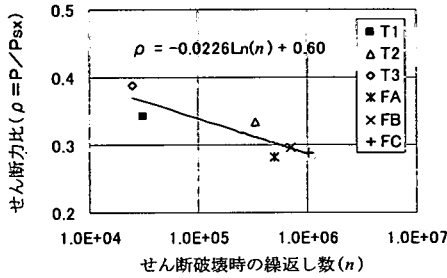


図-20 供試体破壊時の繰返し数とせん断力比の関係

ると言える。また、前記3.(1),C)に示した K_s - δ 関係および本解析結果から、終局時における鉄筋のダウエル作用の指標となる鉄筋の固定点間距離は、 $l=1.0D$ と $2.0D$ の間の値で、 $l=1.0D$ に近い値にあると判断できる。

以上よりひび割れ部のせん断バネ剛性が低下し、鉄筋のダウエル作用の指標となる固定点間距離 l が $1.0D$ ~ $1.2D$ 程度に対応する値となると、版のひび割れ部における鉛直方向のずれが顕著となりたわみが急激に増加し、床版が終局状態に近づくかと判定できる。

(3) 終局時のせん断バネ剛性の評価

輪荷重走行試験機による疲労試験において、輪荷重強度およびその繰返し数と床版の剛性低下度との関係を定量化するためには、輪荷重強度の影響を反映した等価繰返し数と上記せん断バネ剛性の低下度との関係を明らかにする必要がある。一方、これまでの輪荷重走行試験機による疲労試験で、供試体支間中央の最大たわみと輪荷重の走行回数との関係を表すたわみ-サイクル曲線が版の劣化度の評価に有効であり、繰返し数の増加に従い活荷重たわみがほぼ一定勾配で増加することが知られている。そこで、輪荷重走行試験による直交2方向の発生せん断力とせん断耐力との比として求められる前出式(4)の右辺第1項と第2項のうち大きい方の値をせん断力比 ρ とし、この ρ と以下に示す式(15)より求められるたわみ-サイクル曲線の傾き α との関係を整理し、図-19に示す。

$$\alpha = \frac{\delta_{en} - \delta_{e0}}{n} \quad (15)$$

ここに、

δ_{en} : 繰返し載荷後の供試体中央の実測たわみ (mm)

δ_{e0} : 初期ひび割れ停留後の供試体中央の実測たわみ (mm)

n : 輪荷重の走行回数

ここで、輪荷重強度の影響を考慮するパラメータとして、直交2方向のせん断力比のうち大きい方の値を使用したのは、この値が版のせん断バネ剛性の低下に与える影響を支配すると考えたためである。

また、今回の実験および文献9)の実験結果における各供試体の上記せん断力比 ρ と破壊時の走行回数 n との関係を図-20に示す。

これらの図より、2方向支持RC床版に対し、ここで定義したせん断力比 ρ とたわみサイクル曲線の傾き α 、および破壊時の走行回数 n との関係式として式(16)、および式(17)が得られる。

$$\rho = 0.089 L_n(\alpha) + 1.506 \quad (16)$$

$$\rho = 0.0226 L_n(n) + 0.60 \quad (17)$$

次に、輪荷重強度とその繰返し数が床版の剛性低下に与える影響を調べるため、輪荷重強度の影響を考慮した繰返し数として、式(18)に示すせん断力比を用いた等価繰返し数(n_{eq})を導入する。そして、活荷重たわみの代表値として、終局時の支間中央の最大たわみを初期ひび割れ網完成後のたわみ δ_{e0} ($K_r = EI$, $K_s = \infty$ とした場合の計算たわみ)で正規化した式(19)によるたわみ倍率 γ を定義する。これは、上記たわみサイクル曲線で初期ひび割れ網完成後の活荷重たわみが一定勾配で増加することを考慮している。

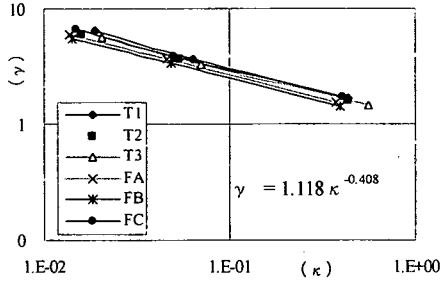


図-2.2 セン断バネパラメータとたわみ倍率の関係

$$n_{eq} = \rho^m n \quad (18)$$

$$\gamma = \frac{\delta_{max}}{\delta_{c0}} \quad (19)$$

ここに、

m : セン断力比が床版の剛性低下に及ぼす影響を示す係数 ($m=2$ とする)

n : セン断破壊時の輪荷重の走行回数

δ_{c0} : 初期ひび割れ網完成後の供試体中央の計算たわみ (mm)

δ_{max} : δ_{c0} および式(16), (17)より求められる支間中央の計算最大たわみ (mm)

ここで、 $m=2$ は今回の実験および文献9)の実験結果より得られた実験値である。

図-2.1は、今回の実験結果および文献9)の実験結果より式(18), (19)を用いて算定されたたわみ倍率 γ と等価繰返し数(n_{eq})の関係を示したものである。この図から、ここで定義したたわみ倍率と破壊時の等価繰返し数との関係は、2方向版において式(20)によって評価できることが判明した。

$$\gamma = 0.095 n_{eq} + 1.0 \quad (20)$$

次に、繰返し載荷後の供試体の最大たわみとひび割れ部のせん断バネ剛性ととの関係を調べるため、次式に示すせん断バネパラメータ κ を定義する。

$$\kappa = \frac{K_{xx}}{K_{xx} + K_{yy}} \left\{ \frac{(B - b_x)^2}{(L - b_y)^2 + (B - b_x)^2} \frac{K_{xx}}{K_{xx0}} \right\} + \frac{K_{yy}}{K_{xx} + K_{yy}} \left\{ \frac{(L - b_y)^2}{(L - b_y)^2 + (B - b_x)^2} \frac{K_{yy}}{K_{yy0}} \right\} \quad (21)$$

ここに、

K_{xx}, K_{yy} : それぞれ、 x および y 方向のせん断バネ要素のパネ定数

L : 主桁間隔(m)

B : 横桁間隔(m)

b_x, b_y : それぞれ、 x および y 方向の輪荷重載荷板の載荷幅(m)

K_{xx0}, K_{yy0} : それぞれ、 x および y 方向のせん断バネ要素の $l=1D$ に対応するパネ定数

ここで、式(17)において、鉄筋のダウエル作用の指標となる鉄筋の固定点間距離 $l=1D$ に対応するパネ定数を、せん断バネを正規化する基準値に使用したのは、3. (2)の解析結果より、 $l=1D$ に対応するせん断バネが実験における供試体の終局時のせん断バネ定数に近い値となっており、この値が終局時のせん断バネ定数の目安となると判断したためである。

図-2.2は(2)のひび割れ密度停留後の解析モデルに対し、鉄筋の固定点間距離 l を、 $1.0D, 2.0D, 3.0D$ に変化させた場合のせん断バネを用いて計算される解析上の最大たわみを式(19)に適用し、得られたたわみ倍率と、式(21)のせん断バネパラメータとの関係を両対数軸状にプロットしたものである。この図から、全供試体において κ - γ 関係の計算値は、ほぼ一直線上に乗っており、ここで定義したせん断バネパラメータとたわみ倍率の関係が一つの式で表現できることが分る。これは今回検討の対象とした床版がすべて 12cm 厚のモデルであり、鉄筋の配筋状態も類似していたためひび割れ密度停留後のひび割れパターンに大きな差異がなかったためと考えられるが、特徴のある関係が得られたと思われる。

以上より、ここで提案したひび割れを回転バネとせん断バネで表現する接合要素を用いた解析法と、ここで定義したせん断バネパラメータ κ および等価繰返し数 n_{eq} を用いて、床版に作用する輪荷重強度とその繰返し数が床版の剛性低下に与える影響をある程度の精度で推定できると言える。

4. 結論

2方向支持 RC 床版の輪荷重走行試験機による疲労試験と、ひび割れをせん断バネと回転バネで近似した解析法により以下に示す事項が明らかとなった。

1) 床版を2方向版とし主鉄筋を橋軸方向に配置することは、輪荷重の繰返し走行によるひび割れの発生と進展を抑制し、床版の剛性低下を遅らせる効果があり、床版の疲労耐久性の向上を期待どおりもたらすことが確認できた。また、文献9)の1方向版では床版厚が一定の場合、床版支間が小さい程破壊時までの繰返し数が少なかったのに対し、2方向版で主鉄筋を橋軸方向に配置した場合、一定床版厚に対し横桁間隔を小さくすることにより疲労耐久性が向上することも確認できた。

すなわち、1方向版の場合は主鉄筋断面のせん断抵抗により力が伝達されるため、ひび割れの進展により橋軸

直角方向に梁状化した床版のせん断剛性が支配的となるのに対し、2方向版の場合は版の直交2方向のせん断抵抗で力が伝達され、版の耐久性が向上することが分かった。そして、横桁間隔を変えると縦横の床版スパン比が変わり、直交2方向の荷重分担率が変わるためこれが寿命を支配する重要因子となることが判明した。

さらに、床版を4辺支持することにより、ひびわれ密度の限界値が大きくなることも確認できた。

2) 2方向版の耐久性を評価する指標として、版を直交異方性版と仮定して算定される輪荷重による直交2方向の発生最大せん断力をパラメータとした、式(4)に示す β が有効であり、この β によって、これまでに提案された1方向版のS-N曲線で、2方向版の耐久性を定量的に評価できることが明らかとなった。

3) 輪荷重の移動繰返しにより発生、進展するひび割れを回転バネとせん断バネを有する接合要素でモデル化した有限要素解析法を提案し、本解析法を今回の2方向版の実験結果、およびこれまでの実験結果により検証した。そして、せん断破壊時のひび割れ部のせん断バネ定数が、ひび割れ部の鉄筋のダウエル作用の指標となる固定点間距離が $l=1.0D$ と $2.0D$ の間の値で、 $l=1.0D$ に近い値に対応する値であることを示した。

4) ひび割れ部のせん断バネ定数の低下度を、輪荷重走行試験機による今回の試験結果より、せん断力比 ρ を用いた等価繰返し数(n_{eq})とせん断バネパラメータ κ によって定量化出来ることを示し、これによって、本解析法と式(18)~(21)を用いた評価法が、2方向支持RC床版の輪荷重の繰返し走行による剛性低下機構を評価する新たな耐久性評価法として提案できることを示した。

謝辞：疲労実験に際し、(株)酒井鉄工所の田村恭士氏および大阪大学大学院工学研究科の学生諸氏には絶大なるご支援を賜りました。ここに記し感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 高橋昭一, 志村 勉, 橋 吉宏, 小西哲司: PC床版2主1桁橋「ホロナイ川橋」の設計および解析・試験研究, 橋梁と基礎, Vol.30, No.2, pp. 23-30, 1996.
- 2) 水口和之, 村山 陽, 北山耕造, 山下茂樹: 東海大府高架橋におけるプレキャストPC床版の設計と施工, プレストレストコンクリート, Vol.40, No.2, pp. 19-30, 1998.
- 3) 日本道路公団, 横河ブリッジ: パンフレット, 箱桁橋のコスト縮減をめざして, 千歳ジャンクションCランプ橋
- 4) 阪神高速道路公団, 阪神高速道路管理技術センター: 道路橋RC床版のひび割れ損傷と耐久性, 1991.
- 5) 前田幸雄, 松井繁之: 輪荷重移動装置による道路橋床版の疲労に関する研究, 第6回コンクリート工学年次講演会論文集, No.56, pp. 221-224, 1984.
- 6) Matsui, S., Okamura, H., Sonoda, K. and Okada, K.: Concept for Deterioration of Highway Bridge Decks and Fatigue Studies, International Symposium of Fundamental Theory of Reinforced and Prestressed Concrete, Nanjing, China, 1986.
- 7) 前田幸雄, 松井繁之: 道路橋RC床版の劣化度判定法の一提案, 土木学会論文報告集, 第374号/I-6, pp. 419-426, 1986.
- 8) 松井繁之, 石崎茂: 2方向支持された長支間道路橋RC床版の設計曲げモーメント式について, 土木学会, 構造工学論文集, Vol.42A, pp. 1031-1038, 1996.
- 9) 松井繁之: 道路橋RC床版の疲労設計法試案, 平成元年度科学研究費補助金(一般研究C) 研究成果報告書, 1990.
- 10) 松井繁之: 移動荷重を受ける道路橋RC床版の疲労強度と水の影響について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 9-2, pp. 627-632, 1987.
- 11) Maeda, Y. and Ishizaki, S.: Structural behavior of slabs at skewed composite girders, *Technology Reports of Osaka Univ.*, Vol. 29, No.1489, pp.275-283, 1979.

(2002. 11. 19 受付)

DURABILITY ASSESSMENT BASED ON DETERIORATION MECHANISM OF TWO-WAY RC SLABS OF HIGHWAY BRIDGES

Shigeru ISHIZAKI and Shigeyuki MATSUI

According to the increasing of 2- or 3-plate girder systems and open-box girder ones in short- and medium-span highway bridges, the span lengths of concrete slabs have become longer than the one of ordinary multi-girder systems. As one of the method dealing with this problem, 2-way slabs supported by main girders and cross beams seem to be effective because of not only reducing the bending moment caused by wheel load, but also improving the durability by relaxing shear concentration by arranging main reinforcements parallel with moving wheel. Therefore, in order to certify the deterioration mechanism of the 2-way slabs, fatigue tests by using wheel-running machine were carried out. Then, a FEM analysis modeling the cracks by gap elements with rotational and shear spring, was developed and the test results were evaluated with the relation between the influence of strength and repeating number of wheel load on the decreasing stiffness of the slab and the deterioration rate.