

ルートを起点に発生進展するき裂に着目した既設鋼床版の応力解析

Stress analysis of existing orthotropic steel deck for evaluation of fatigue cracks originating from root of weld

高田 佳彦*, 田畑 晶子**, 橋本 国太郎***, 杉浦 邦征****, 山口 隆司*****

Yoshihiko Takada, Akiko tabata, Kunitaro Hashimoto, Kunitomo Sugiura, Takashi Yamaguchi

* (財)阪神高速道路管理技術センター企画研究部 (〒541-0054 大阪市中央区南本町 4-5-7)

** 阪神高速道路株式会社技術開発課 (〒541-0056 大阪市中央区久太郎町 4-1-3)

*** 博士 (工学) 京都大学大学院助教工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

**** Ph.D. 京都大学大学院教授工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

***** 博士 (工学) 大阪市立大学大学院教授工学研究科都市系専攻 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

Significant increases in traffic intensity and wheel loads are causing fatigue cracks in orthotropic steel decks. Under traffic loading, in particular the local effect of wheel loads, longitudinal welds between deck plate and trough rib are subjected to local transverse bending moments and are susceptible to fatigue cracks. For the purpose of evaluation of crack originating from root of weld, FEM analysis modeling the full-scale orthotropic steel deck of two span continuous box girder bridge is carried out. The stress of welds which originates in a deformation of large range in deck plate is calculated. From these analytical results, it became clear that the state of the stress under different loading location affects fatigue cracks.

Key Words :orthotropic steel deck, fatigue cracks, FEM analysis, root of weld

キーワード: 鋼床版, 疲労き裂, FEM 解析, ルート部

1. はじめに

近年, 既設鋼床版の疲労き裂が都市高速, 国道などの重交通路線で発見されており, その対策が道路管理上重要な課題となっている。

U リブ構造の鋼床版では, き裂のタイプが多岐にわたっているが, デッキプレート (以下, デッキという) を貫通するき裂 (以下, デッキ貫通き裂という), および, デッキと U リブとの溶接部 (以下, 縦溶接部という) を破断させるき裂 (以下, ビード貫通き裂という) は, 床組構造の耐荷力への影響や, 交通荷重の支持機能の影響が懸念される。これらのき裂は, 実橋の点検結果から, 縦溶接部のルート部を起点に発生していることが確かめられている。これらのき裂の発生要因は, いずれも輪荷重の荷重による, 縦溶接部近傍の局所的な応力集中が原因である。

三木ら¹⁾は, これらのき裂の生じた鋼床版橋をモデル化した解析により, ルートから発生するき裂は車両輪荷重の直接荷重により, 縦リブウェブ間のデッキのたわみとそれに追従する縦リブの相互変形挙動が原因であり, 縦リブの変形の拘束によって溶接部に局所的な応力集中が生じることが原因と述べている。

森ら²⁾は, このルート部の応力についてソリッド要素を用いた FEM 解析を行い, 主応力の大きさと方向からデッキ貫通き裂とルート貫通き裂の破壊起点を推定し

ている。

貝沼ら³⁾は, 輪荷重が橋軸方向を移動することで, ルート部近傍に発生する引張応力と圧縮応力正負交番を考慮した載荷試験を検討し, 疲労試験を行っている。

また, 井口ら⁴⁾は, 鋼床版のアスファルト舗装の損傷に着目して, デッキ側止端の応力範囲と溶接ルート部の橋軸直角方向の応力範囲から算出される舗装損傷の有無による比率は, 比較的よく一致すると述べている。

以上のことから, デッキ貫通き裂やビード貫通き裂の発生進展要因を解明するには, ルート部の応力, 特に引張応力のレベルとその時の載荷モードを把握する必要がある。これまで実橋における測定結果では, 車輪の直上荷重に伴うデッキの面外曲げによる応力集中に加えて, 車両荷重による鋼床版の広範囲の変形 (以下, たわみ変形という) に起因してデッキと U リブに誘起される応力の発生が確認されている^{5)~6)}。このたわみ変形に起因する応力は, ルート部を開口させる変形を誘発することがあると推定され, このときルート部に引張応力が生じるときき裂の進展の駆動力になると考えられる。

このたわみ変形とその時にルート部などの縦溶接部の応力を解析するには, 実橋の鋼床版桁の構造をディテールも含めて忠実に再現した, 桁全体をモデル化する必要がある。

本論文では, 既設鋼床版の応力および変形性状を把握し, ルート貫通き裂やビード貫通き裂などルートを起点

に発生進展するき裂に着目して、ルート部の応力性状から、これらのき裂の発生進展メカニズムを明らかにする目的で全橋 FEM 解析を実施した。その際、着目した止端部やルート部に対して、大型車の載荷位置を多様に変化させ、発生応力の大きさとその変化を評価した。なお、ルート部の応力は、解析モデルの要素サイズ、溶接金属の溶込み量、微細な表面形状の影響を受けるが、相対的な比較は可能と考えられ、載荷位置などに対するルート部の応力性状、特に引張応力のレベルに着目して検討を行った。

2. 解析モデル

2.1 対象橋梁と解析モデル

阪神高速道路湾岸線の3車線区間で標準的な構造である、連続鋼床版3箱桁橋を有限要素でモデル化し、静的弾性微小変位解析を行った。FEM 解析には汎用の有限要素解析コード ABAQUS Ver6.7⁷⁾を用いた。

図-1 に示すように、2 径間連続鋼床版箱桁橋 (82.5m+95m) の全体挙動の影響を考慮し、全体解析モデルとして橋梁全体(P15-P17 区間)のモデル化を行った。

全体的な構造は2節点梁要素 (B31) でモデル化し、図-2 における着目断面である横桁間(C3-C4)については、着目部分として主に4節点シェル要素および8節点ソリッド要素によるモデル化を行った。横桁(C3)およびC4における梁要素とシェル要素の結合部分に関しては、シェル要素で構成された断面の平面保持を仮定し、剛体要素を用いて梁要素の一点と結合させている。シェル要素とソリッド要素との結合に関しては、剛結としている。C3-C4 区間の鋼床版については、G1 桁の横リブ(R11)交差部断面および縦リブ支間部 (R11-R12 中間) 断面を溶接形状まで詳細にモデル化するために、G1 桁における縦リブ支間部 (R10-R11 中間) から横リブ (R12) 交差部のデッキ、縦リブ、垂直補剛材および横リブ(R11)の一部を8節点ソリッド要素によりモデル化した。また、アスファルト舗装部分に関しては、輪荷重が載荷される C3-C4 区間は舗装の剛性と舗装による荷重の分散作用を考慮するためにソリッド要素によりモデル化した。梁要素でモデル化した C3-C4 以外の区間に関しては、橋全体の影響に対し舗装の剛性の影響は小さいと考え、舗装の剛性は考慮していない。C3-C4 区間の他の鋼部材についてはシェル要素を使用した。構造諸元を表-1 に示す。デッキと縦リブ溶接部の溶込み量は阪神高速道路の標準設計で使用されている縦リブ板厚の15%とした。鋼床版の概寸は図-2 中に示している。また、ソリッド要素部分については、部材 (デッキ、縦リブ、横リブなど) 毎に要素分割を行い、部材間を剛結としている。

着目断面は、図-3 に示す横リブ (R11 および R12) 間の中間断面 (以下、支間部という) および図-4 に示す縦リブと横リブ(R11)交差部 (以下、交差部という) とし、これらの断面の付近の要素分割は、他の部分より細かく

している。溶接部の最小要素サイズは約 0.2 mm となっている。なお、縦溶接部近傍において、U リブのコーナとデッキ下面との接触は考慮していない。シェル要素部分については、全体を約 75 mm 幅で分割している。また、アスファルトの要素分割は板厚方向に6分割としている。解析モデル全体の要素数は約 130 万である。また、残留応力は考慮していない。

解析に用いた材料定数に関しては、アスファルトのポアソン比を 0.358⁸⁾、鋼材の弾性係数を 200GPa、ポアソン比を 0.3 とした。なお、アスファルトの弾性係数は温度および載荷速度に大きく依存するため次節でパラメトリック解析を行い、実測値との比較により検討を行う。

載荷は、図-5 に示す実橋載荷に用いた試験車両をモデル化し、輪重を分布荷重とした。

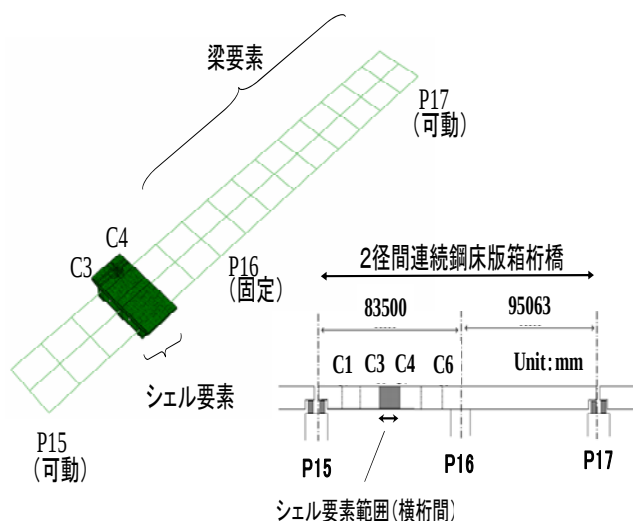


図-1 全体解析モデル

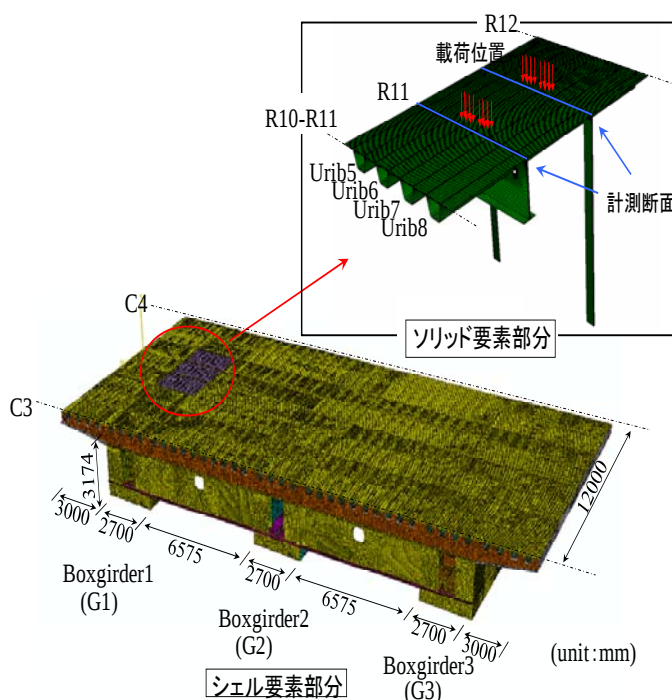
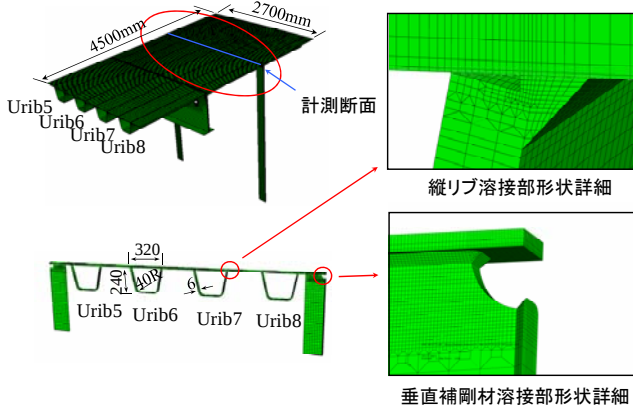


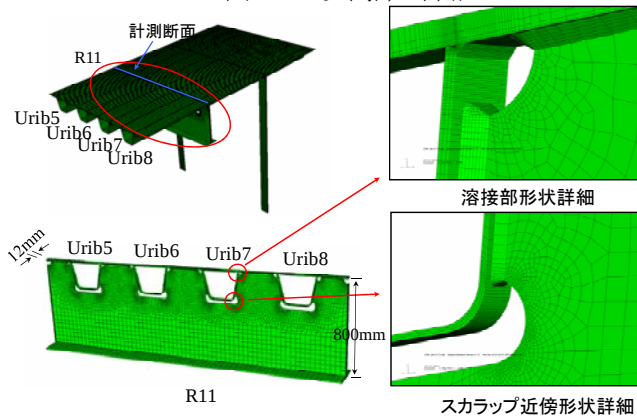
図-2 着目部分(シェル要素およびソリッド要素部分)

表－ 1 構造諸元

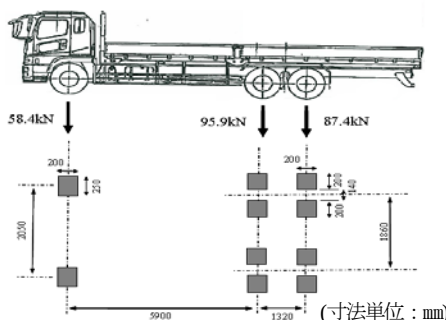
構造諸元	(単位：mm)
アスファルト舗装厚	80
デッキプレート厚	12
縦リブ形状	320×240×6
縦リブ間隔 (G1桁内)	635
横リブ間隔 (縦リブ支間)	3000
横リブ (R11) 板厚 (G1桁内)	12
デッキプレート - 縦リブ溶接部脚長	6
デッキプレート - 縦リブ溶接部溶込み量	縦リブ板厚の15%
垂直補剛材板厚	14
デッキプレート - 垂直補剛材溶接部脚長	8



図－ 3 支間部の詳細



図－ 4 交差部の詳細



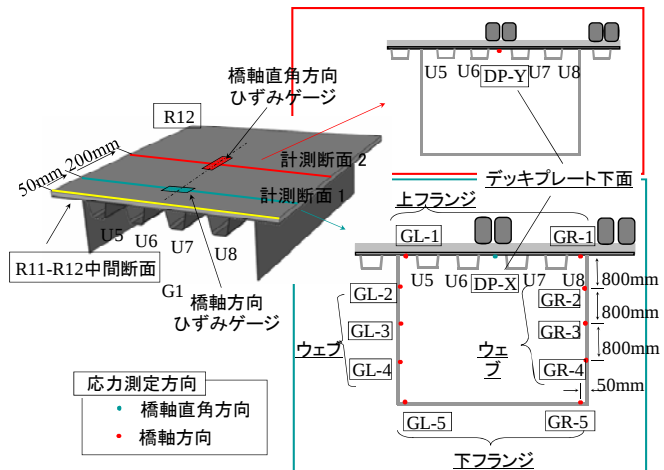
図－ 5 荷荷に用いた車両の概要および荷荷面積

2.2 舗装剛性の検討

アスファルトは高温では粘性流体、低温では弾性体の性質を持つ粘弾性体であり、応力性状等を検討する際には、材料特性の変化を考慮する必要がある。しかしながら、この材料特性の変化は、線形粘弾性体理論により評価されていたこともあったが、実用性に乏しく、弾性

体理論以上の高い精度が得られにくいという理由から、ある一時点を抽出し、線形弾性体として取り扱われることが一般的である⁹⁾。線形弾性体として取り扱う場合、材料特性は弾性係数で表される。解析モデルを作成するにあたり、アスファルトの弾性係数がアスファルトのひずみに大きく影響を及ぼすため、弾性係数を変化させて最適なモデルを検討し、2008年11月に実施した試験車両による鋼床版の実働応力・ひずみ測定結果と比較を行った。

図－ 6 に鋼床版応力および舗装ひずみ計測点を示す。アスファルト舗装面でのひずみ計測に関しては、20mm間隔で16点の実働ひずみ値が計測可能なひずみゲージ(表面ひずみゲージ:SSM-360-X/-Y 東京測器研究所株製)を使用し、平均値を採用した。その計測結果および解析結果による応力値の比較を表－ 2 に示す。なお、アスファルトの弾性係数は温度、荷重速度に大きく依存するため、2,000～5,000MPa まで500MPa 間隔で変化させ解析を行った。荷重荷重が試験車一台分のみであったため、計測された応力値は全体的に小さい値ではあり、またアスファルト舗装面でのひずみ変化に比べ、アスファルトの弾性係数が変化しても鋼床版桁部の応力はそれほど変化していない。また、舗装ひずみの橋軸方向の解析値は、アスファルトの弾性係数が高くなるほど計測値に近くなるが、横断方向は弾性係数が高くなると、逆に解析値から離れてしまう傾向が示された。この理由として、アスファルト材料は実際には異方性材料であるが、今回のモデル化は、簡略化のために等方性材料を用いたからと推察される。そのため、解析モデルを決定するために、アスファルトの弾性係数は、舗装ひずみの橋軸方向および横断方向の挙動の両方を考慮して3,500MPaを採用した。計測点によって実測データにばらつきがあるものの、アスファルトの弾性係数が3,500MPa 程度であれば、橋軸方向および横断方向のひずみが解析と計測とで比較的近い値を示していることがわかる。実測の際に測定された路面温度は約13℃であり、その時のアスファルトの弾性係数が約3,500MPa となるのは、既往の検討からも妥当だと考えられる¹⁾。



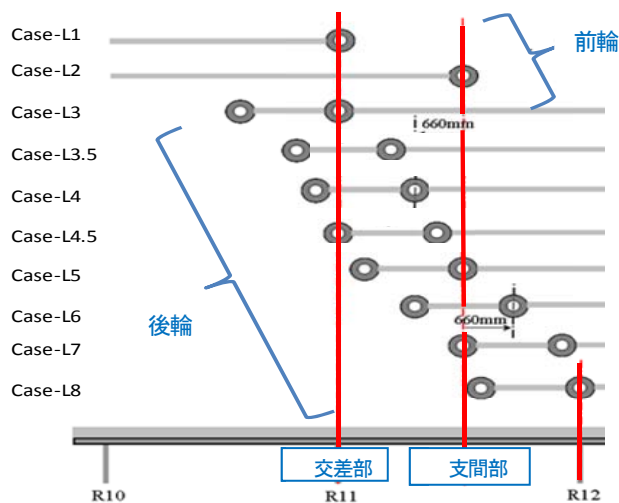
図－ 6 鋼床版応力および舗装ひずみ計測点

表ー 2 計測値と解析値の比較（鋼床版および舗装面）

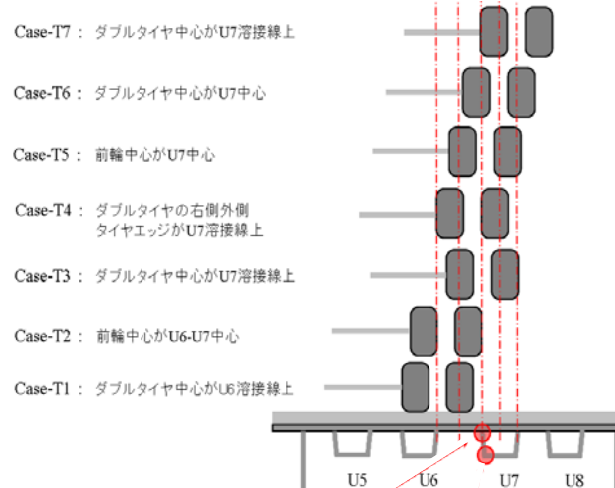
鋼床版	計測点	主桁応力 (N/mm ²)										デッキ応力 (N/mm ²)		舗装ひずみ (μ)	
		上フランジ	ウェブ	ウェブ	ウェブ	下フランジ	上フランジ	ウェブ	ウェブ	ウェブ	下フランジ	デッキプレート中央	デッキプレート中央	デッキプレート中央	デッキプレート中央
		GL-1	GL-2	GL-3	GL-4	GL-5	GR-1	GR-2	GR-3	GR-4	GR-5	DP-Y	DP-X	AP-Y	AP-X
解析値	計測方向	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸	橋軸
	計測値	-2.70	-1.36	2.03	4.39	6.23	-5.99	-0.74	2.86	5.46	6.59	-1.76	6.94	-137	-167
	E=2000	-3.65	-0.75	1.06	3.44	6.00	-5.58	-2.71	-0.09	3.13	7.05	-2.61	6.75	-176	-185
	E=2500	-3.63	-0.71	1.09	3.45	5.99	-5.77	-2.65	-0.04	3.16	7.04	-2.69	6.61	-168	-170
	E=3000	-3.62	-0.68	1.11	3.46	5.98	-5.90	-2.59	0.01	3.18	7.03	-2.67	6.54	-161	-158
	E=3500	-3.60	-0.65	1.13	3.47	5.97	-6.00	-2.52	0.06	3.20	6.37	-2.59	6.50	-154	-147
	E=4000	-3.59	-0.63	1.16	3.48	5.96	-6.08	-2.47	0.11	3.22	7.02	-2.49	6.50	-148	-139
	E=4500	-3.58	-0.60	1.18	3.49	5.96	-6.13	-2.42	0.15	3.24	7.01	-2.36	6.51	-143	-131
	E=5000	-3.56	-0.58	1.20	3.49	5.95	-6.17	-2.37	0.19	3.26	7.00	-2.22	6.52	-138	-124

2.3 荷重載荷ケース

載荷荷重は、図ー5に示した試験車両(総重量 242.8KN)の軸重を、実タイヤの計測に基づき前輪載荷面積（幅 250mm×奥行き 200mm）および後輪載荷面積（幅 200mm×奥行き 200mm）に、分布荷重として与えた。載荷は、この試験車の走行を想定した、載荷ケースを決定している。橋軸方向（走行方向）10 パターン×横断方向（橋軸直角方向）7 パターンの計 70 ケース設定した。橋軸方向（走行方向）の載荷パターンは、図ー7に示した Case-L1～Case-L8 であり、Case-L1 と Case-L2 では主に前輪の影響を、Case-L3～Case-L8 では後輪の影響に着目している。また、横断方向の載荷ラインは、図ー8に示した Case-T1～Case-T7 であり、着目部には、車軸の右側車輪が位置



図ー7 橋軸方向の載荷パターン（Case-L1～L8）



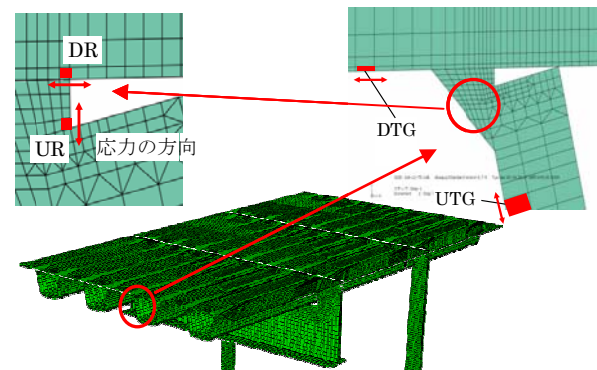
図ー8 横断方向における載荷ライン（Case-T1～T7）

している。これは、同橋の走行車線の車両走行範囲に対応している。

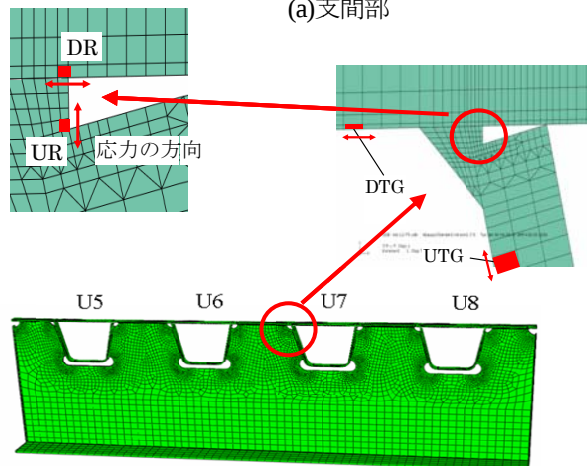
2.4 応力評価点

デッキ貫通き裂およびビード貫通き裂に着目して、溶接ルート部、止端部近傍において応力評価点を定義した。応力評価点は図ー9に示すように、着目断面である支間部(R11とR12の中央)および交差部(R11)それぞれにおいて、箱桁内の U リブ (U5～U8)の左右の縦溶接部 (L 側, R 側)を評価範囲とした。

デッキ貫通き裂は、溶接ルート部の不溶着部から発生し、デッキ表面に向かって進展するため、き裂発生起点として図ー9(a)および 9(b)のデッキ側ルート部（以下、DR という)の水平方向（橋軸直角方向)に着目した。デッキ側の止端部近傍（以下、デッキ側止端 : DTG という)は、水平方向の応力で評価した。



(a)支間部



(b)交差部

図ー9 応力評価点

ビード貫通き裂は、溶接ルート部の不溶着部から発生しビード表面に向かって進展することが確認されている。き裂発生起点として図-9(a)および(b)のUリブ側ルート部 (UR)の鉛直方向に着目した。Uリブ側の止端部近傍 (以下、Uリブ側止端: UTG という)は、表面の接線方向の応力で評価した。デッキ側およびUリブ側のルート部のこれらの応力の方向は、主応力の発生方向に極めて近いことを確認している。デッキ側およびUリブ側止端はいずれも溶接止端から5mmの位置で、同位置で実橋の応力測定が行なわれている⁶⁾。

3. 縦溶接部の応力性状の分析と変形モード

3.1 応力影響面による分析

荷重位置による応力性状の評価を目的に、U7L (U7リブ左側)の縦溶接部において、支間部および交差部を対象に解析を行った。図-7および図-8の荷重の組み合わせ (全70ケース) で影響線荷重を行い、応力影響面を作成し、応力性状を分析した。

(1) デッキ側に発生する応力

デッキ貫通き裂に着目して、縦溶接部のデッキ側止端 (DTG)とルート部 (DR)について、支間部の影響面図とその応力マトリクスを図-10に示す。同図の(a) デッキ側止端では、橋軸方向の荷重ケースでは、荷重が応力評価点である支間部に近づくにつれて応力が増加し、直上荷重時に大きな圧縮応力が発生し、その値は前輪直下の Case-L2T2 で-6.9MPa、前側後輪直下の Case-L5T3 で-11.3MPa、後側後輪直下の Case-L7T3 で-9.8MPa となっており、後輪荷重では Case-T3 で最も圧縮応力が高い。

一方、車軸間に位置する Case-L4 および Case-L6 の荷重パターンでは、それぞれ最大 4.7MPa、9.3MPa の引張応力が発生している。特に、後輪軸間中央の Case-L6 では、応力絶対値が最大圧縮応力の 80%程度と極めて高い。この引張応力は、車両荷重に起因するデッキの比較的広い範囲の変形によるたわみ変形に起因していると考えられる。応力範囲の最大は、Case-T3 の荷重ラインで 20.4MPa である。

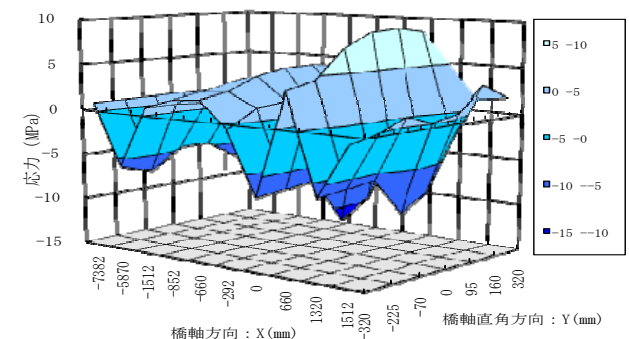
図-10(b)ルート部においても、同図(a) デッキ側止端の影響面と相似形である。直上荷重時の最大圧縮応力は T4 ラインで発生し、前輪直下の Case-L2T4 で-32MPa、前側後輪直下の Case-L5T4 で-36.3MPa、後側後輪直下の Case-L7T3 で-30.8MPa である。Case-T4 の荷重ラインはダブルタイヤの内側エッジが着目縦リブ溶接線上に位置するケースであり、ルート直近のデッキに車輪が荷重されることで、局所的な板曲げが大きくなっていると推定される。止端側と同様、Case-L6 の荷重パターンでは、Case-L6T4 で 19.6MPa の最大の引張応力が発生している。これらに引張応力が、デッキ貫通き裂に影響を与えていると推察される。

これらの影響面の形状からデッキ側の応力は、輪重の

直接荷重による直下のデッキが Uリブウェブ間を支点として局部的に曲げ変形することにより生じる影響線長の短い圧縮応力に加えて、車両荷重に起因するデッキのたわみ変形に誘起される比較的影響線長の長い引張応力との足し合せにより発生していると考えられる。

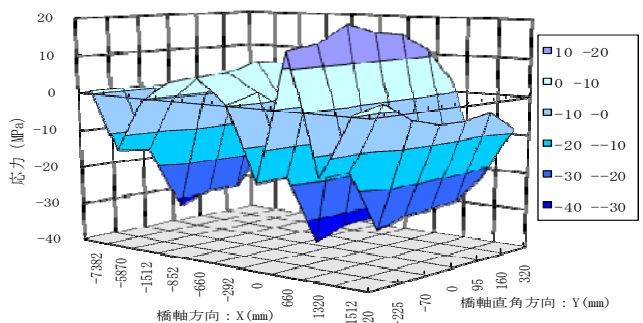
図-11は、同様に交差部において、整理したものである。同図(a)デッキ側止端では、前輪直下の Case-L1T5 で-19.5MPa、後輪直下の Case-L3T3 で-16.1MPa と前輪荷重の方が応力が高い。これは、交差部では横リブウェブ上に荷重された輪荷重は横リブが支持し、デッキへの負担は小さいためと考えられる。

一方、前輪がUリブ中心に位置するとUリブ内空幅に前輪幅が完全に収まり、デッキを局所的に変形させる作用が後輪より大きく、応力も高くなったと推察される。交差部の引張応力は、最大でも 5MPa 程度で支間部の半分程度と小さい。この理由として、交差部は横リブが輪



	橋軸方向(mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲
橋軸方向(mm)		-7.32	-5.870	-1.512	-652	-660	-292	0	660	1.320	1.512	MPa
T1	-320	0.9	-5.9	0.9	1.9	2.2	-0.6	-7.2	3.8	-6.4	-0.8	11.0
T2	-225	0.9	-6.9	1.0	2.3	2.6	1.3	-6.9	4.5	-6.1	-0.1	11.4
T4	-70	0.9	-4.6	0.7	3.1	4.0	1.6	-6.6	7.6	-5.8	1.2	14.2
T3	0	0.9	-4.6	0.6	3.5	4.6	0.5	-11.3	9.1	-9.8	0.1	20.4
T5	95	0.8	-6.6	0.6	3.4	4.7	1.6	-9.5	9.3	-8.2	0.7	18.8
T6	160	0.8	-3.9	0.4	3.2	4.3	3.8	-3.4	8.8	-2.8	3.2	12.7
T7	320	0.6	0.4	0.5	1.2	1.4	1.8	1.4	2.8	1.2	1.6	2.8

(a) デッキ側止端 (DTG)の水平方向の発生応力



	橋断面方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲
橋軸方向 (mm)		-7.382	-5.870	-1.512	-852	-660	-292	0	660	1.320	1.512	MPa
T1	-320	0.9	-14.2	-0.4	4.6	6.4	0.3	-18.1	14.1	-15.1	0.6	32.2
T2	-225	0.8	-15.2	-0.4	5.3	7.0	2.5	-17.9	15.3	-15.0	2.2	33.3
T4	-70	0.8	-32.0	-0.6	6.4	9.1	-2.9	-36.3	19.6	-30.8	-2.7	55.9
T3	0	0.8	-29.1	-0.5	5.6	8.0	-5.3	-33.5	17.1	-28.7	-4.7	50.6
T5	95	0.9	-29.1	-0.4	5.5	7.6	-5.6	-33.2	16.1	-28.5	-4.8	49.3
T6	160	0.9	-18.8	-0.3	4.1	5.5	-3.7	-32.2	11.6	-27.8	-3.5	43.8
T7	320	0.7	-9.2	0.0	1.3	1.3	-9.3	-26.3	2.4	-22.8	-8.7	28.7

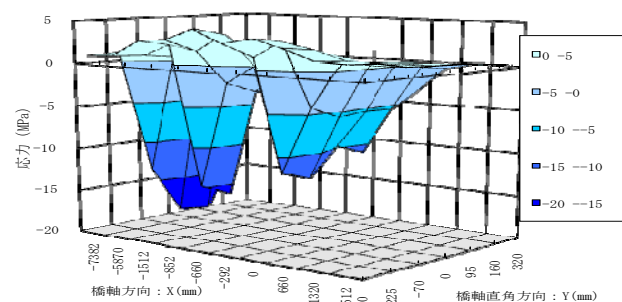
(b)ルート部 (DR)における水平方向の発生応力

図-10 支間部におけるデッキ側応力の影響面

重を支持するため、デッキのたわみ変形による応力誘起への影響は小さく、輪荷重の直上载荷の影響が支配的であるからである。デッキ側止端の応力について支間部と比較すると、最大圧縮応力は2倍程度と交差部の応力が高くなっている。

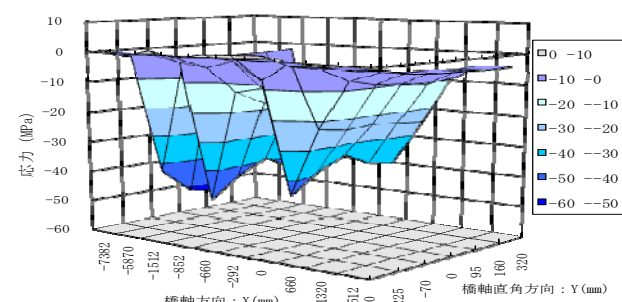
図-11(b)ルート部でも、同図(a)デッキ側止端の影響面とほぼ相似形であり、圧縮応力が卓越し、前輪直下の Case-L1T5 で-52.9MPa、後輪直下の Case-L3T4 で-50.1MPa と前輪の圧縮応力が高い。

デッキ側応力の支間部と交差部とを比較すると、止端部、ルート部とも、交差部は圧縮の局部応力が高いが、支間部は圧縮応力の80%程度の引張応力が発生しており、応力範囲はほぼ同等である。



横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲
橋軸方向 (mm)	-7,382	-5,870	-1,512	-852	-660	-292	0	660	1,320	1,512	MPa
T1	-320	0.9	1.1	3.0	3.2	4.6	3.1	3.8	2.9	1.8	4.6
T2	-225	1.1	0.9	2.3	1.7	3.8	1.4	3.2	2.5	1.5	3.8
T4	-70	-13.4	0.5	-14.7	-2.2	0.1	-12.0	-4.2	1.1	0.9	15.8
T3	0	-19.0	0.4	-16.1	-3.4	-1.0	-13.1	-5.6	0.7	0.7	19.8
T5	95	-19.5	0.3	-13.6	-3.6	-1.6	-9.8	-5.3	0.4	0.6	20.2
T6	160	-13.0	0.1	-13.8	-5.6	-3.1	-11.0	-5.5	-0.3	0.2	14.2
T7	320	-1.4	0.3	-7.2	-4.7	-3.2	-5.8	-3.8	-0.7	0.0	7.6

(a) デッキ側止端 (DTG)における水平方向の発生応力



横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲
橋軸方向 (mm)	-7,382	-5,870	-1,512	-852	-660	-292	0	660	1,320	1,512	MPa
T1	-320	0.8	-0.8	1.2	-0.5	0.9	1.2	1.6	-1.1	-0.9	2.8
T2	-225	-1.4	-1.4	-3.2	-4.3	-1.8	-7.0	-1.2	-2.6	-1.6	7.0
T4	-70	-42.6	-2.5	-50.1	-12.9	-11.2	-45.0	-22.6	-7.1	-3.6	50.1
T3	0	-50.8	-2.7	-43.4	-17.4	-15.4	-38.8	-23.9	-8.9	-4.4	50.8
T5	95	-52.9	-2.9	-38.8	-18.5	-16.7	-34.5	-23.3	-9.5	-4.6	52.9
T6	160	-30.2	-2.8	-43.2	-21.1	-19.1	-38.8	-24.1	-10.6	-5.1	43.2
T7	320	-7.1	-2.2	-44.3	-17.8	-16.7	-40.2	-24.9	-9.4	-4.8	44.3

(b) ルート部 (DR)における水平方向の発生応力

図-11 交差部におけるデッキ側応力の影響面

(2) Uリブ側に発生する応力

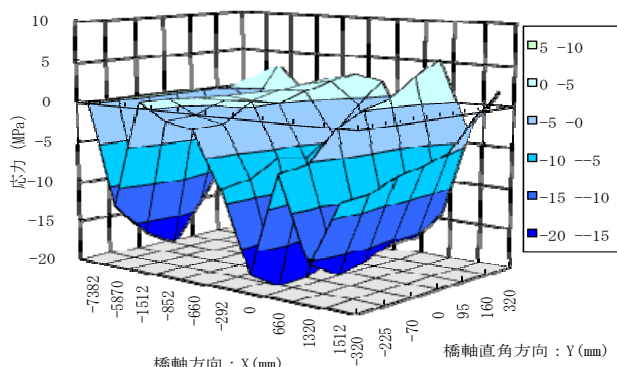
図-12は、支間部におけるUリブ側止端 (UTG)とルート部 (UR)の応力影響面である。

図-12(a)Uリブ側止端において、輪重の直上载荷の影響はデッキ側止端より支配的で、最大圧縮応力は前輪直下の Case-L2T4 で-18.4MPa、前側後輪直下の Case-L5T2 で-20.3MPa、後側後輪直下の Case-L7T2 で-17.5MPa と、前輪と後輪の差は小さい。一方、Case-T7の载荷ラインの引張応力は、5.1MPaとデッキ側止端の半分程度である。この時の車輪は、U7Rと同一Uリブの反対側の縦溶接部に位置している。Uリブ図心上の Case-T6 载荷ラインの圧縮応力は、最大で-16.1MPaとそれほど高くない。タイヤのエッジが縦溶接部にかかる Case-T2、Case-T4の载荷ラインは、Case-T3より応力レベルが高く、最大の応力範囲は Case-T4の载荷ラインにおいて20.6MPである。

図-12(b)ルート部においても、止端側と同様、輪重の直上载荷の応力が極めて高く、最大圧縮応力は前輪直下の Case-L2T3 で-137MPa、前側後輪直下の Case-L5T6 で-164.2MPa、後側後輪直下の Case-L7T6 で-138MPaと、高い圧縮応力が発生している。後輪は、Uリブ図心上に位置する Case-T6の载荷ラインが極めて高く、車輪が鉛直方向に直接作用する荷重の影響が支配的であることがわかる。一方、引張応力の最大は、Case-L5T1で発生し58.4MPaである。この時の载荷位置は、隣接UリブであるU6Rであり、Uリブ止端側の傾向と異なる。これに関しては、後で考察する。このような高い圧縮応力と引張応力の交番の影響が、ビード貫通き裂の要因となっていると考えられる。

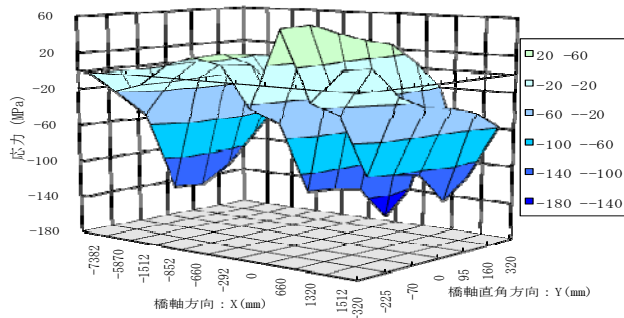
交差部において整理した結果を図-13に示す。同図(a)Uリブ側止端および(b)ルート部とも、発生応力はすべて圧縮でありこの傾向は交差部のデッキ側と同様である。図-13(a)Uリブ側止端において、最大圧縮応力は、前輪载荷の Case-L1T3 で-18.8MPa、前側後輪载荷の Case-L3T6 で-16.1MPa、後側後輪载荷の Case-L4.5T6 で-16.7MPaと、デッキ側の交差部と同様、前軸による発生応力が高い。

図-13(b)ルート部でも、輪重の直上载荷の応力は極めて



	横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲
橋軸方向 (mm)		-7,382	-5,870	-1,512	-852	-660	-292	0	660	1,320	1,512	MPa
T1	-320	0.2	-12.3	0.8	-1.2	-1.9	-8.3	-17.9	-5.7	-15.5	-8.0	18.7
T2	-225	0.2	-16.4	0.8	-0.9	-1.6	-7.8	-20.3	-5.2	-17.5	-7.8	21.0
T4	-70	0.3	-18.4	0.5	0.5	0.7	-5.9	-19.9	-1.5	-16.8	-6.3	20.6
T3	0	0.2	-13.6	0.3	0.1	0.0	-6.5	-18.4	0.1	-15.4	-5.7	18.7
T5	95	0.2	-7.9	0.2	0.8	1.0	-4.1	-18.4	1.0	-15.3	-4.8	19.4
T6	160	0.1	-1.7	0.0	1.3	1.9	-0.8	-16.1	3.3	-13.2	-1.0	19.4
T7	320	0.1	2.9	-0.2	1.6	2.5	1.8	-4.8	5.1	-3.3	1.6	9.9

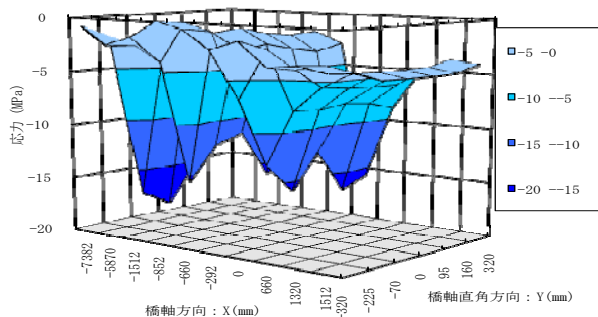
(a)Uリブ側止端 (UTG)における接線方向の発生応力



橋軸方向 (mm)	横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲 (MPa)
T1	-320	-1.8	-19.0	-9.6	13.5	23.0	17.1	-24.4	56.7	-13.3	20.5	81.1
T2	-225	-2.0	-47.8	-9.6	14.0	23.8	15.0	-43.0	58.4	-29.2	19.3	106.2
T4	-70	-2.1	-134.4	-8.5	11.5	20.5	-18.0	-119.3	48.7	-96.3	-12.1	183.1
T3	0	-1.8	-137.0	-7.4	9.3	16.7	-33.7	-122.5	39.2	-99.3	-26.1	176.2
T5	95	-1.4	-117.5	-6.9	6.3	13.9	-39.7	-128.5	32.4	-104.9	-30.4	160.9
T6	160	-0.8	-85.3	-5.0	1.8	4.2	-46.5	-164.2	8.9	-138.0	-39.7	173.1
T7	320	-0.8	-52.4	-2.7	-6.2	-8.8	-65.7	-137.8	-22.0	-117.7	-58.7	137.8

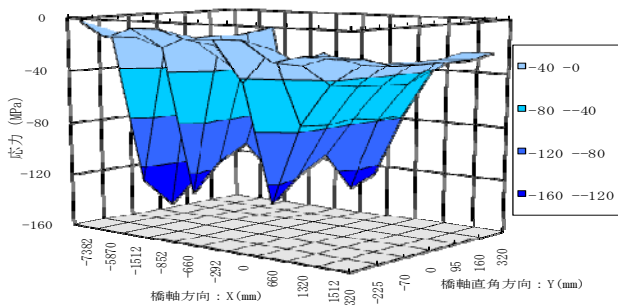
(b) ルート部 (UR) における鉛直方向の発生応力

図-12 支間部における U リブ側応力の影響面



橋軸方向 (mm)	横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲 (MPa)
T1	-320	-0.7	-2.4	-1.6	0.0	-0.6	-2.2	-1.4	-3.4	-3.1	-3.6	3.6
T2	-225	-2.8	-2.6	-4.0	-0.3	-1.0	-6.8	-2.2	-3.8	-3.3	-3.8	6.8
T4	-70	-17.3	-3.0	-15.6	-1.4	-2.8	-13.1	-7.9	-5.6	-4.2	-4.6	17.3
T3	0	-18.8	-3.0	-12.5	-1.1	-2.4	-15.9	-8.1	-5.9	-4.4	-4.7	18.8
T5	95	-15.2	-2.9	-11.6	-1.8	-3.0	-12.6	-7.8	-6.1	-4.4	-4.8	15.2
T6	160	-8.3	-2.7	-16.1	-2.1	-3.5	-16.7	-8.1	-6.1	-4.4	-4.2	16.7
T7	320	-2.2	-2.3	-15.8	-1.9	-3.0	-15.8	-8.8	-5.1	-3.9	-4.2	15.8

(a) U リブ側止端 (UTG) における接線方向の発生応力



橋軸方向 (mm)	横断方向 (mm)	L1	L2	L3	L3.5	L4	L4.5	L5	L6	L7	L8	応力範囲 (MPa)
T1	-320	-1.9	-13.3	-5.7	-5.4	-12.2	-11.2	-10.7	-24.2	-18.9	-19.7	24.2
T2	-225	-12.3	-15.2	-21.8	-12.6	-17.7	-43.3	-18.5	-28.1	-20.8	-21.4	43.3
T4	-70	-130.5	-18.4	-135.5	-28.5	-41.7	-135.4	-74.9	-43.7	-28.1	-27.5	135.5
T3	0	-153.6	-18.7	-114.1	-32.4	-46.4	-116.7	-77.2	-46.7	-29.4	-28.5	153.6
T5	95	-133.8	-18.5	-102.4	-37.2	-49.2	-105.4	-75.0	-48.2	-29.9	-28.9	133.8
T6	160	-77.8	-17.3	-131.9	-40.0	-53.4	-134.5	-78.5	-49.4	-30.3	-29.1	134.5
T7	320	-19.1	-14.0	-127.5	-32.8	-43.6	-127.6	-78.3	-41.0	-26.5	-25.7	127.6

(b) ルート部 (UR) における鉛直方向の発生応力

図-13 交差部における U リブ側応力の影響面

て高く、前輪直下の Case-L1T3 で-153.6MPa、後輪直下の Case-L3T4 で-135.5MPa と、前輪の応力が高い傾向も同様であり、横断方向の影響線長は U リブ幅程度と短い。

止端部とルート部を比較すると、支間部は、圧縮応力および引張応力の絶対値、応力範囲とも、交差部より高い。支間部の引張応力は、高い応力が発生する载荷エリアが広く、影響線長が長い特徴がある。ただし、応力影響面の形状から、横断方向の応力ピークが明確に表れていないため、他の縦溶接部の応力分布を調べる必要があり、次節で検討する。

デッキ側止端と U リブ側止端の応力性状を比較すると、支間部では、デッキ側止端に高い引張応力が発生している。U リブ側止端は圧縮応力は高いが引張応力は小さく、応力範囲はほぼ同レベルである。交差部では、ともに前輪载荷時に高い圧縮応力が発生し、その大きさはデッキ側止端と U リブ側止端で差はほとんどない。

3.2 箱桁内の各縦溶接部の発生応力

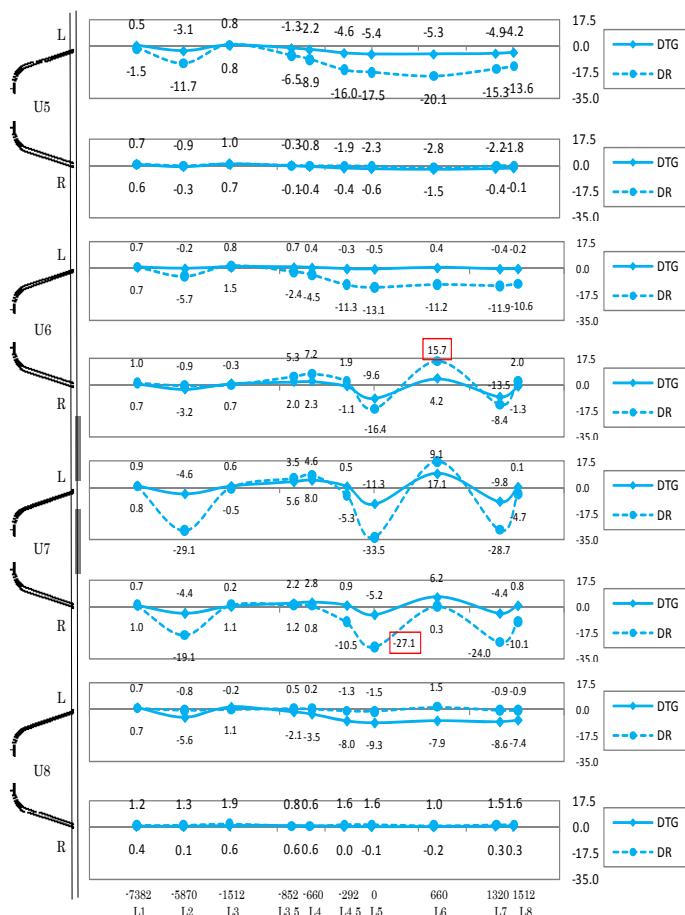
縦溶接部における疲労き裂の発生・進展に影響を与える溶接ルート部の引張応力のレベルと、载荷位置と桁配置の関係を明らかにし、応力の発生機構の解明を目的に検討を行った。そこで、応力レベルの高い代表的な横断方向の载荷位置を抽出し、図-5 の車両を橋軸方向に影響線载荷し、その時の応力分布図から、応力性状の比較評価を行った。

(1) デッキ側に発生する応力

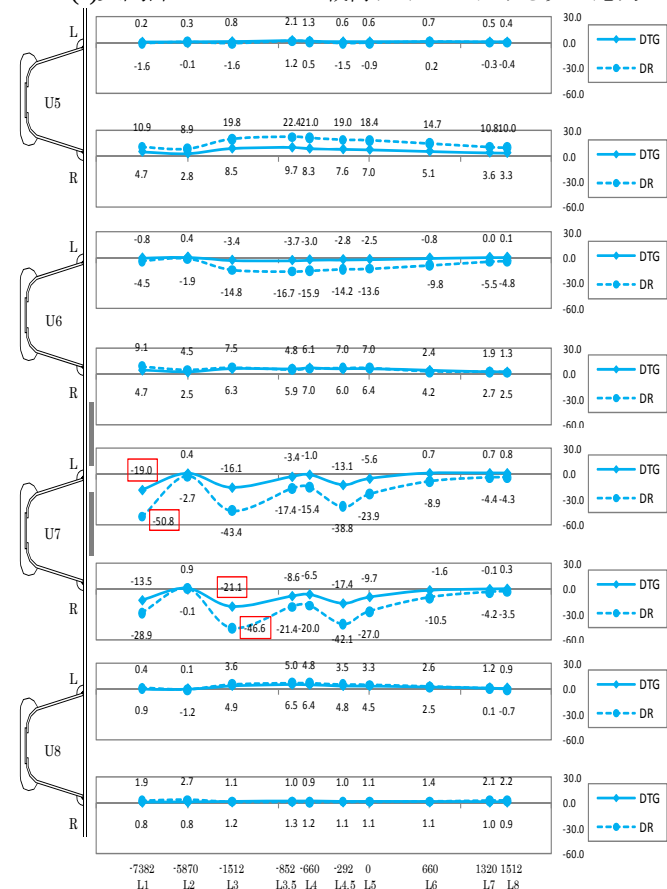
デッキ側に発生する応力について、図-10(a)で最大応力が発生する U7L 上を跨ぐ Case-T3 の载荷ラインに沿って影響線载荷した。その時の箱桁内 U リブの各縦溶接部の DTGDR の応力分布を図-14 に示す。同図(a)支間部においては、前軸、前側後輪および後側後輪それぞれ直下では、圧縮応力が発生し、DTG および DR とも载荷ライン直上の U7L の応力が最も高い。Case-L6 の载荷パターンでは、DTG および DR に、U6R、U7L および U7R で引張応力が発生し、比較的広い範囲で引張応力が分布している。また、DR では、U6R の Case-L6 で 15.7MPa、U7R の Case-L5 で-27.1MPa と U7L 以外の縦溶接部でも応力レベルが高い。Case-L5 および Case-L7 では、横断方向において载荷直下の U7L 以外の縦溶接部に圧縮応力が分布していることがわかる。これらの結果から、DTG、UR とも横断方向の影響線長は、U リブ幅の 2 倍程度 (650 mm) であることが明らかである。

図-14(b)交差部においては、前軸および前側後輪、それぞれ直下では圧縮応力が発生し、载荷している U7L 以外の縦溶接部では応力がほとんど発生していない。また、横断方向の影響線長は U リブ幅 1 本程度と短い。

後輪载荷では Case-L3 において、U7R で最大圧縮応力が発生し、その値は、DTG で-21.1MPa、DR で-46.6MPa である。一方、前輪载荷の Case-L1 では、U7L において DTG で-19MPa、DR で-50.8MPa と、後輪より前輪の方が



(a) 支間部の Case-T3 の荷重ラインにおける発生応力



(b) 交差部の Case-T3 の荷重ラインにおける発生応力

図-14 デッキ側止端とルート部の応力影響線

応力は高い。また、荷重位置から離れた U5R の DR で最大 21MPa 発生している。これは、箱桁ウェブを支点とする横リブの変形に起因する応力と考えられ、応力値は小さいが、広い範囲で応力が分布していることがわかる。

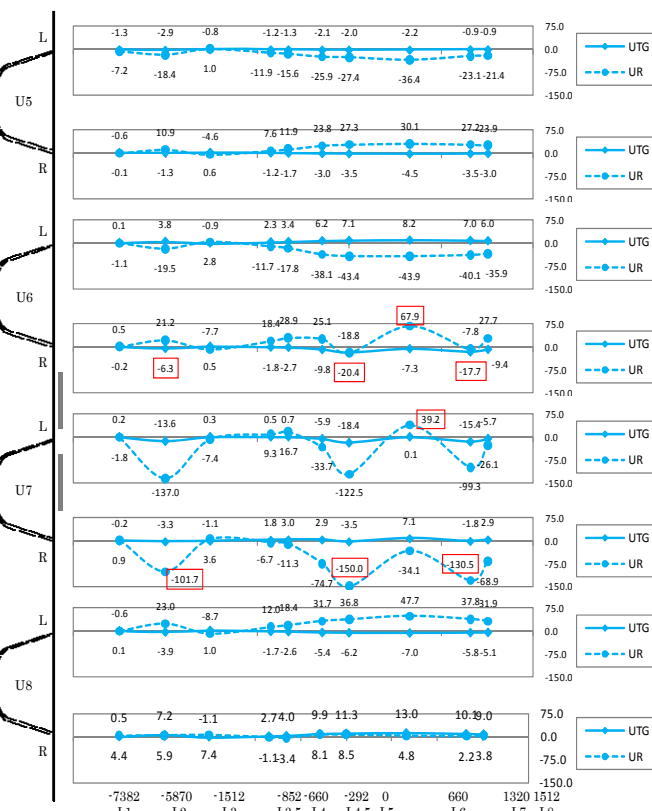
支間部と交差部ともに、DTG、DR とも、引張応力、圧縮応力および応力範囲は、U7L において最大値が発生しており、3.1 で述べた応力性状と一致している。

(2) U リブ側に発生する応力

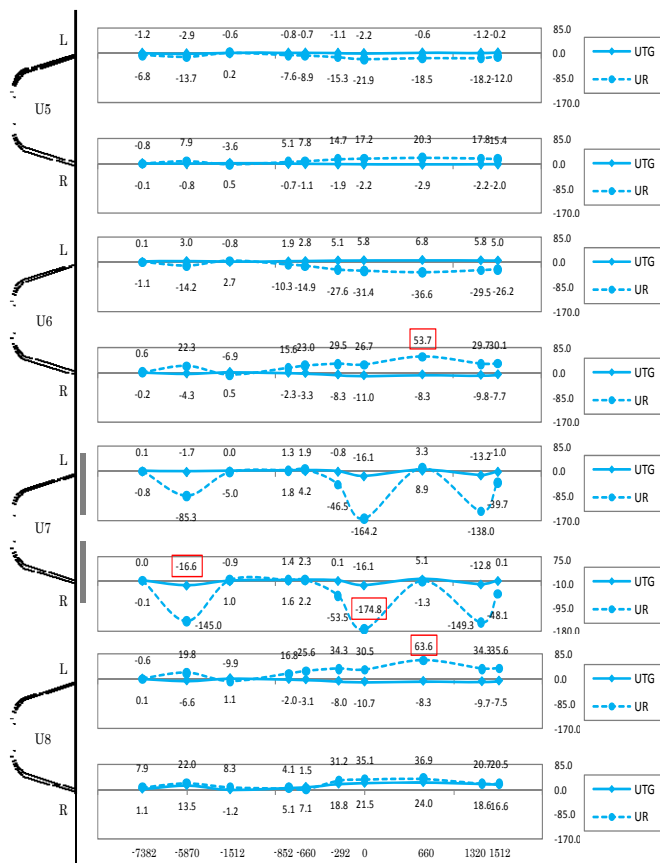
U リブ側応力について、支間部で引張の最大応力が発生する Case-T3 の荷重、および、圧縮の最大応力が発生する Case-T6 の荷重ラインに対して影響線荷重した。

その結果を図-15に示す。同図(a) Case-T3 ラインでは、UTG は、U6R において前輪、前側後輪、後側後輪の直下では、それぞれ、-6.3MPa、-20.4MPa、-17.7MPa と、後輪は U7L より高い圧縮応力が発生している。一方、UR においては、U7R の前輪、前側後輪および後側後輪の直下では、それぞれ、-101.7Pa、-150MPa、-130.5MPa と、後輪は U7L より圧縮応力が高い。後輪間に位置する Case-L6 は、UR で高い引張応力が発生する。U6R で 67.9MPa、U7R の 39.2MPa と、荷重ラインの隣接 U リブの U6R の方が応力が高い。この引張応力がビード貫通き裂の発生進展に影響を与えていると考えられる。UTG、DR とも横断方向の影響線長は、U リブ幅の 2 倍程度 (650 mm) であり、デッキ側と同様であると判断される。

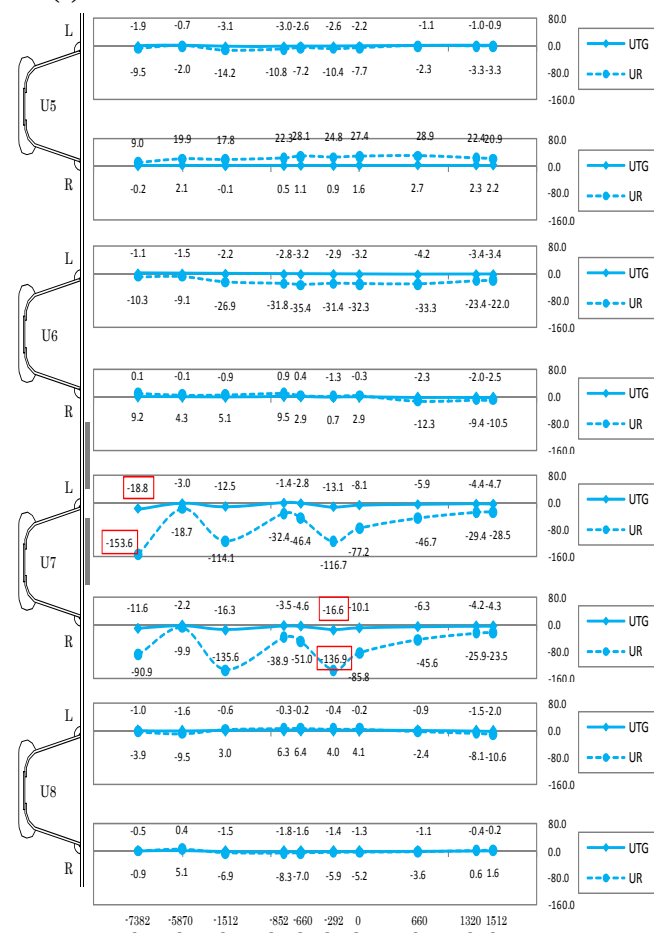
図-15(b)の荷重ラインは、Case-T6 では、圧縮応力が極めて高い荷重ラインである。UTG では U7R の Case-L2 で-16.6MPa、UR では U7R の Case-L5 で-174.8MPa が圧



(a) 支間部の Case-T3 の荷重ラインにおける発生応力



(b) 支間部の Case-T6 の荷重ラインにおける発生応力



(c) 交差部の Case-T3 の荷重ラインにおける発生応力

図-15 U リブ側止端とルート部の応力影響線

縮応力の最大値が発生している。一方、荷重ラインの隣接 U リブである、U6R および U8L では、UR で引張応力が発生し、Case-L6 では 50MPa を超えている。

図-15(c)交差部の Case-T3 の荷重ラインは、図-13 の影響面で最も高い応力範囲が発生している。前軸直下の Case-L1 の U7L で UTG は-18.8MPa、UR は-153.6MPa、後輪直下では Case-L4.5 の U7R で UTG は-16.6MPa、UR は-136.9MPa と、前輪の方が圧縮応力が高い。また、デッキ側の交差部と同様、荷重している U7 以外の U リブでは応力がほとんど発生していない。横断方向の影響線長は、U リブ幅程度である。

支間部と交差部の応力性状を比較すると、UTG、UR とも、引張応力、圧縮応力および応力範囲は、支間部が高い。

3.3 応力性状と変形モード

荷重位置に対する、各 U リブの縦溶接部の応力性状と、その時の鋼床版の変形モードに着目し、分析を行った。

(1) デッキ側に発生する応力

図-16 は、デッキ側の支間部において、U6R、U7L および U7R の各溶接線において、DTG と DR の発生応力について整理したものである。図-16(a)は、橋軸方向の荷重パターンを Case-L5 (後輪直上荷重) とし、U6R、U7L および U7R の各溶接線に対して、挟み込む位置で荷重している。荷重直下の DTG に圧縮応力、隣接している U リブの縦溶接部の DTG にもほぼ等しい圧縮応力が発生している。一方、ルート部では、荷重と同一 U リブ内の DR の応力が等しく、その隣接 U リブの DR は半分程度となっており、デッキ止端とモードが異なっている。

この荷重ケースの変形モードとして、図-17 に Case-L5T3 における変形図を示す。なお、応力は von Mises 応力で表している。デッキは、橋軸方向は車両の車輪のたわみ変形、横断方向は主桁ウェブを支点としたたわみ変形がみられる。U リブは、鉛直変位に加えて、面外に変形する複雑なモードとなっており、この詳細は後述する。箱桁内のデッキは、主桁ウェブを支点とする板曲げによるたわみ変形に対して、前述したように U リブウェブが抵抗することで荷重直下以外の U リブの DTG および DR で圧縮応力が発生したと考えられる。

図-16(b)は、橋軸方向の荷重位置を L6 (軸間中央) とし、横断方向の荷重位置は図-16(a)に準じている。この荷重ケースは引張力が高い。荷重ライン上に位置する縦溶接部に対して、隣接している U リブの縦溶接部では、DTG は半分程度、DR はほぼ等しい引張応力の発生が確認できる。一方、同様に荷重ラインに位置する同一 U リブの縦溶接部と比較すると、DTG は 0.3~0.5 倍程度、DR は応力がほとんど発生していない。この荷重ケースである Case-L6T3 における変形図を図-18 に示す。この荷重ケースでは車輪と離れているため、直上荷重の影響は少なく、デッキのたわみ変形に起因した引張応力が発

生していると考えられる。ただし、荷重ラインとそれに隣接している U リブの縦溶接部のみ引張応力が高い理由は、たわみ変形だけが影響しているとは考えにくく、U リブの変形が影響を及ぼしていると考えられ、後の U リブ側に発生する応力の項で検討する。

交差部において、図-11 での圧縮応力が最も高い荷重ケースである、Case-L1T5 の変形図を、図-19 に示す。

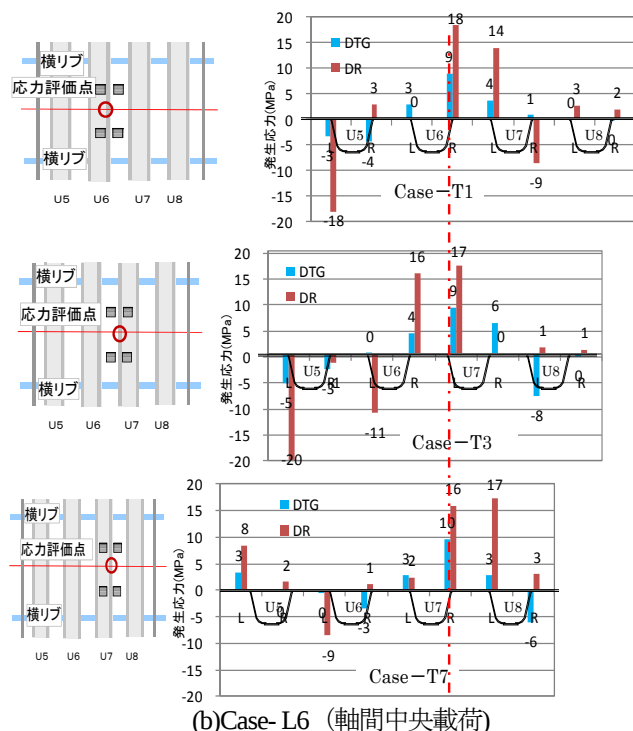
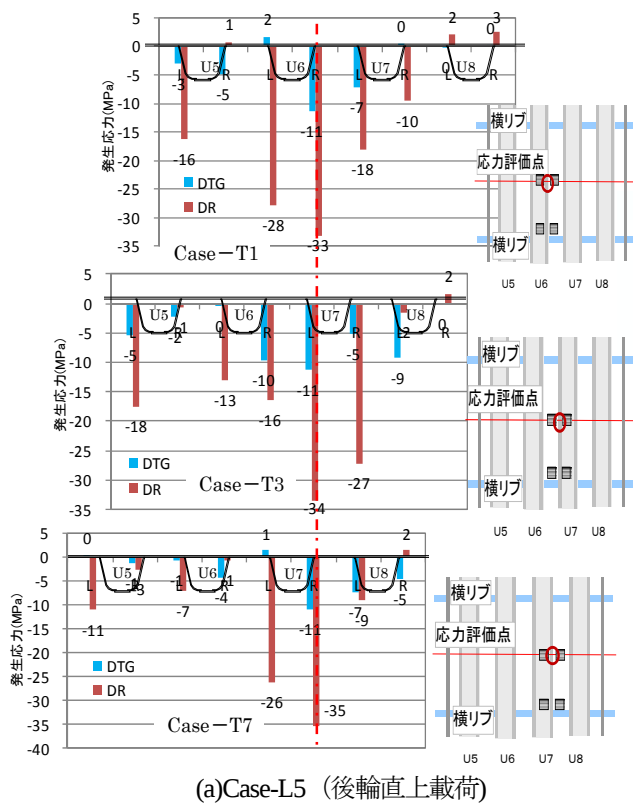


図-16 支間部におけるデッキ側止端とルート部の各荷重ケースの発生応力比較

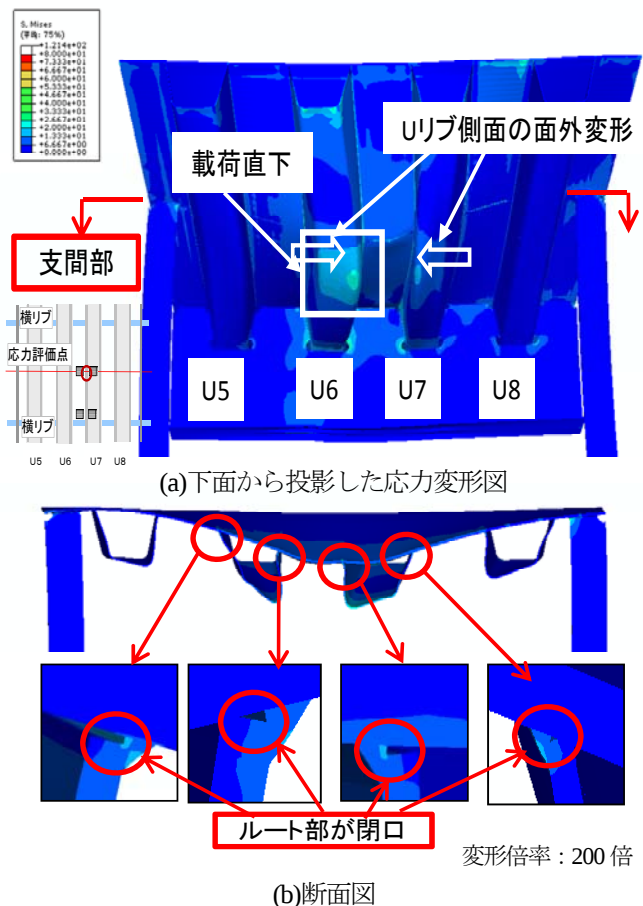


図-17 支間部の直上荷重 (L5T3 荷重) の変形図

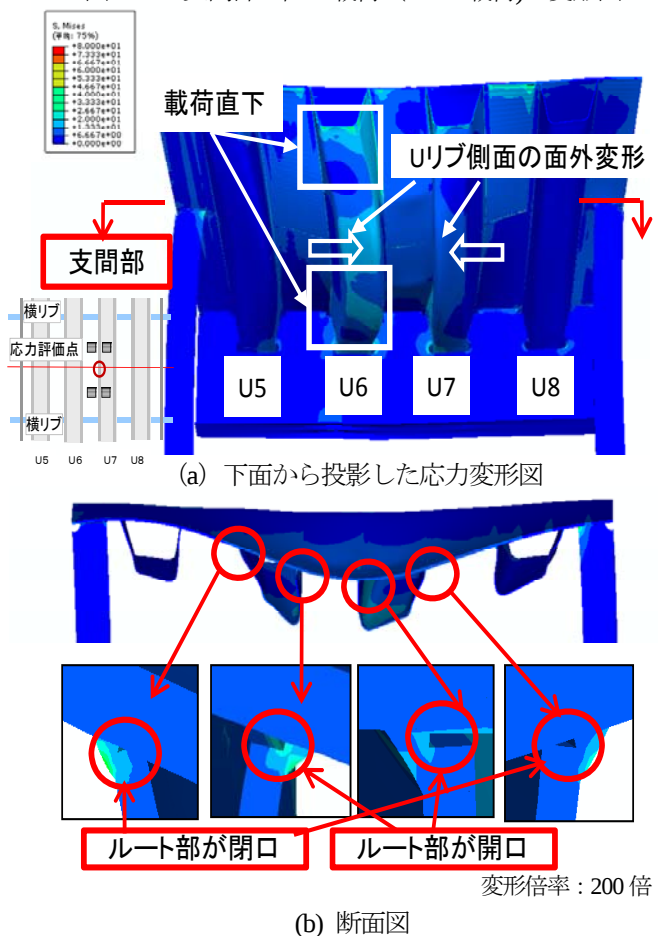


図-18 支間部の後軸軸間荷重 (L6T3 荷重) の変形図

デッキは、横リブウェブのスカラップ端で支持されたような形で、たわみ変形している。この変形に対してUリブが抵抗する状態になるが、縦溶接部近傍は、スカラップによる断面欠損で、断面が小さく剛性が低い。また、Uリブの板厚に対して溶接部が偏心している。この影響で、溶接ルート部は閉口するような強制変位を受けるとともに、ルート部にひずみが集中し、デッキ側ルート部は高い圧縮応力が発生しているものと考えられる。

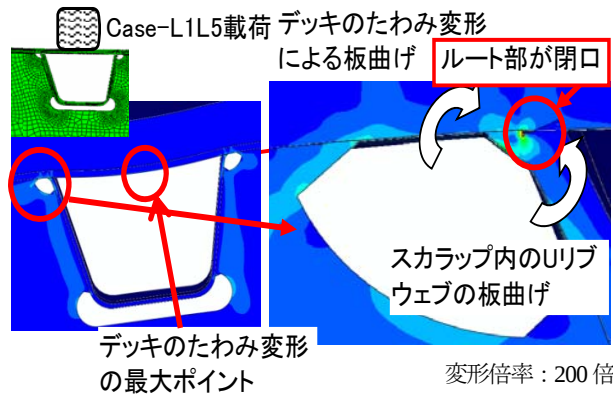


図-19 交差部における U7 の Case-L1T5 による変形図

(2) Uリブ側に発生する応力

図-20 は、図-16 と同様のルールで UTG と UR の応力を整理したものである。図-20(a)において、UR は载荷位置の応力と同一 U リブの縦溶接部の応力がほぼ等しい。またその応力は、最小で-150MPa であり極めて高い圧縮応力が発生している。UTG は、载荷と隣接 U リブの縦溶接部で発生する応力がほぼ等しく、同一 U リブの非载荷側の縦溶接部における圧縮応力は極めて小さい。

図-20(b)では、ルート部に高い引張応力が発生し、载荷ライン上の UR で 30~50MPa 程度、その隣接 U リブの UR で 60~80MPa 程度の引張応力が発生している。一方、载荷ライン上と同一 U リブの非载荷側の UR では 30MPa 程度の圧縮応力が発生している。

図-17 および図-18 の変形図により、U リブの変形はデッキとの相互作用により、以下のようなメカニズムで生じていると考えられる。载荷直上のされている U7L において、荷重は U リブの図心に対し偏心していることから、U リブウェブの载荷側の U リブ底面では、面内方向の引張ひずみが大きく、U リブ底面内でひずみ分布が生じる。図-21 に支間部における各载荷ケースに対する、U リブの橋軸方向応力分布を示す。同図(a)U6 リブでは、U リブ底面の右側に引張応力のピークが、右側の U リブウェブの圧縮応力のピークがそれぞれ発生し、応力勾配が大きい。図-21(b)U7 リブにおいては、その応力分布は、U6 リブに対してほぼ線対称である。また、U6 リブにおいては、U6R の直上载荷である Case-L5T1 は、他の载荷ケースより引張、圧縮の応力のピークが高い。U7 リブにおいても、同様に Case-L5T3 の応力レベルが高い。

それらの結果、U リブ底面が荷重载荷側 (U7L) を凸と

する面内の曲げ変形が生じ、その結果、荷重载荷側の U リブ底面が水平方向 (U リブ外側) へ変形する。図-18 に示すように、これらのメカニズムにより、U リブウェブには面外曲げが生じ、载荷側 U リブでは縦溶接部のルート部が開く変形を、同一 U リブの非载荷側のルート部は閉じる変形が生じる。同様のメカニズムにより、隣接 U リブの载荷に近い側の縦溶接部でルート部が開く変形が生じる。つまり、U6R および U7L ではルート部を開口させる変位により引張応力が、U6L および U7R ではルート部を閉口させる変位により圧縮応力が、それぞれ発生している。一方、U6 および U7 の UTG では、図-20(b)の Case-T3 より、UR に対して応力の符号が反転している。図-20 において、他の载荷ケースでも、载荷ラインの縦溶接部に対して、同様の応力性状であることがわかる。

このように、U リブの面内方向と面外方向の変形挙動の合成 (以下、U リブの合成変形という) が応力性状に影響を与える。この影響線長は変形図から後軸間程度の長さであり比較的長く、このメカニズムと直上载荷の影響で、縦溶接部の応力性状が支配されることが考えられる。U リブの合成変形に起因して発生する引張応力は、ビード貫通き裂の駆動力になっていると推察される。

ただ、図-20(a)においては、前述したように UTG、UR とも圧縮応力が卓越している。直上载荷による鉛直荷重による影響が支配的で、U リブの合成変形に起因する影響は、鉛直荷重によるものと比較して小さい。図-20 より、後輪直上载荷である Case-L5T3 では、ルート部は閉口している。

また、Case-L6 の軸間中央でも、図-15(b)に示す U リブ図心上の载荷である Case-T6 载荷ラインにおけるルート部の引張応力は 10MPa 程度と極めて小さい。

交差部において、U リブ側応力に着目して、図-13 の最も高い圧縮応力の载荷ケースである Case-L1T3 の変形図を図-22 に示す。図-19 とほぼ同じ変形モードであるが、車輪が U7L に近い分だけ、直上载荷の影響が高く、ルート部の応力集中の要因となっている。このように車輪が、縦溶接部直上のスカラップおよび U リブ内空上に位置する場合、疲労上極めて厳しい応力が発生する。

支間部と交差部の発生応力を比較すると、デッキ側応力は止端部、ルート部とも圧縮応力は交差部が高い。これは、交差部では、U リブウェブが横リブによって拘束されており、デッキの変形に対する拘束力が大きく、その負担が縦溶接部に集中しているからである。一方、支間部では、デッキの変形に U リブウェブがある程度追従するため、縦溶接部の負担が比較的少ないと考えられる。ただ、交差部は引張応力がほとんど生じないため、応力範囲は支間部の方が高い。このように、U リブ側応力は止端部、ルート部とも交差部が低い。U リブ側応力の主要因である鉛直荷重を横リブが分担するからと考えられる。この応力性状は、既設橋においてビード貫通は支間部が多いことと一致している¹⁰⁾。

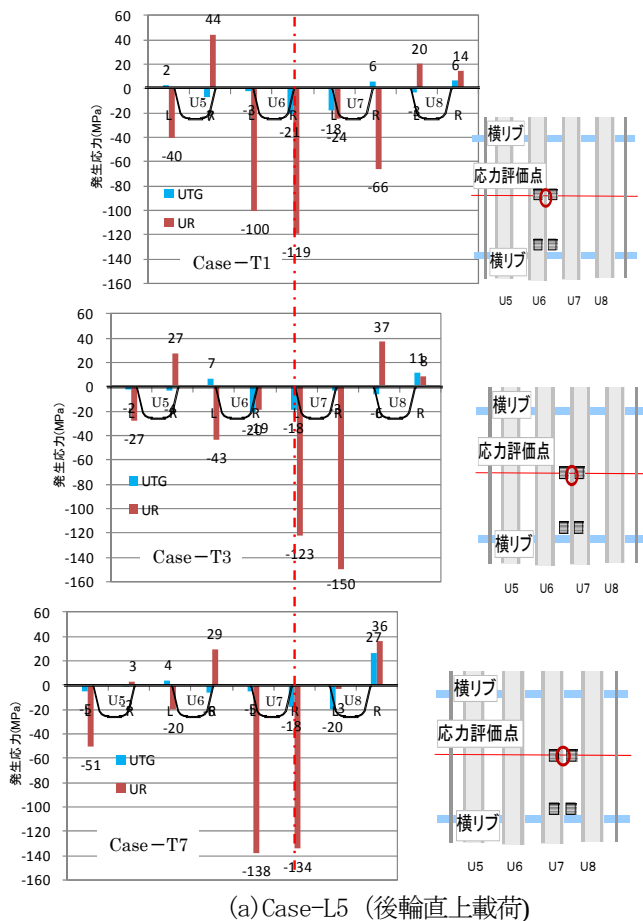


図-20 支間部における U リブ側止端とルート部の各
 载荷ケースの発生応力比較

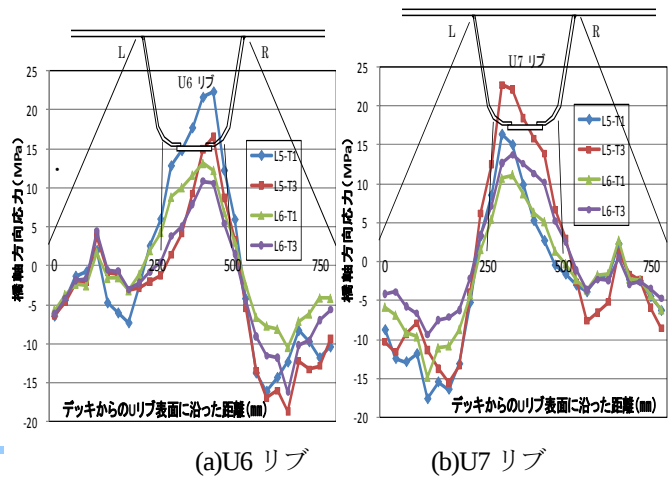


図-21 支間部における U リブの橋軸方向応力分布

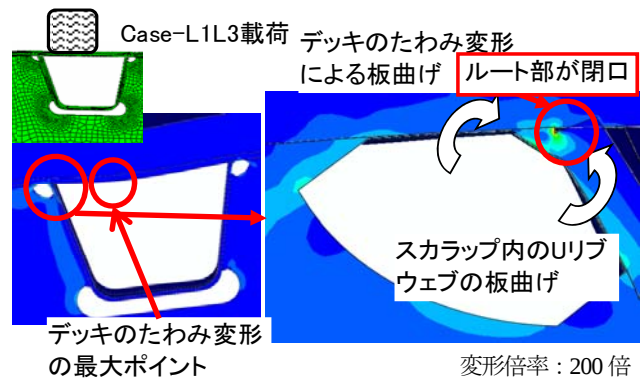


図-22 交差部における U7 の Case-L1T3 による変形図

4. まとめ

既設鋼床版のルートを起点に発生進展するき裂を検討するため全橋 FEM を実施し、载荷位置などに対するルート部の応力性状と変形モードに着目して評価を行った。それらの結果を以下にまとめる。

- (1) 支間部における、デッキ側の止端およびルート部に発生する応力は、車輪直下の圧縮応力のピークに対して、車軸間中央载荷では絶対値が圧縮の 80% 程度の極めて高い引張応力が発生している。この引張応力がデッキ貫通き裂の発生進展に影響を与えていると考えられる。
- (2) 支間部のデッキ側の応力は、輪重の直上载荷による、デッキが U リブウェブ間を支点として局部的な曲げ変形による影響線長の短い圧縮応力と、車両载荷に起因するデッキのたわみ変形を、U リブが変形抵抗することで誘起される比較的影 響線長の長い引張応力、との足し合せにより発生していると考えられる。
- (3) 交差部のデッキ側止端の応力は、前輪による圧縮応力が高く、支間部の 2 倍程度になっている。U リブ内空幅に前輪が収まる载荷モードでは、デッキを変形させる作用が高く、応力集中の要因となっている。
- (4) U リブ側の応力は、支間部では、車輪直下において高い圧縮応力が発生し、特に U リブ図心上の载荷は発生応力が高い。一方、軸間载荷において、ルート部では

引張応力が高い。この引張応力はビード貫通き裂の発生進展に影響を与えていると考えられる。この応力発生メカニズムは、デッキとの相互作用によるUリブの変形が影響を与えている。つまり、Uリブ図心に対し偏心荷重を受けると、載荷側のUリブ底面の面内方向の引張りずみが大きくひずみ分布が生じる。その結果、Uリブ底面が荷重載荷側を凸とする面内の曲げ変形が生じ、載荷側Uリブでは縦溶接部のルート部が開く変形を、同一Uリブの非載荷側のルート部は閉じる変形が生じる。この影響線長は変形図からも後軸間程度の長さと比較的長い。この引張応力が、ビード貫通き裂に影響を与えていると考えられる。

- (5) 一方、交差部のUリブ側の応力は、デッキ側と同様、前輪の圧縮応力が高い。交差部では、デッキは横リブウェブのスカラップ端で支持されたような形で変形し、この変形に対してUリブが抵抗するが、縦溶接部は断面が小さく剛性が低く、かつUリブの板厚に対して溶偏心しており、ルート部は閉口するような変位を受けるからである。
- (6) 支間部と交差部の発生応力を比較すると、Uリブ側応力は止端部、ルート部とも交差部が低い。Uリブ側応力の主要因である鉛直荷重を横リブが分担するからと考えられる。この応力性状は、既設橋においてビード貫通は支間部が多いことと一致している。
- (7) 支間部では、デッキ側、Uリブ側とも横断方向の影響線長は、Uリブ幅の2倍程度(650mm)である。一方、交差部では、Uリブ幅程度である。

今回の解析モデルでは、デッキとUリブの溶接の溶け込み量は、15%と想定しており、のど厚が比較的小さい。一般的にのど厚が少ないと溶接ルート部から溶接ビード方向にき裂が発生することが多いと推定でき、ルート部の応力についても、溶接の溶け込み量や溶け込み形状によって変化し、最大応力が発生する位置や方向は異なりと考えられるが、これらは今後の検討課題としたい。

謝辞

本検討の一部は、鋼床版の疲労等に関する検討委員会(委員長：関西大学・坂野昌弘教授)において審議されたものである。委員の方々には、貴重なご意見を頂きました。ここに記して厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 三木千壽, 菅沼久忠, 富澤雅幸, 町田文孝: 鋼床版箱桁のデッキプレート近傍に発生した疲労損傷の原因, 土木学会論文集 No.780/ I -70, pp.57-69, 2005.1.
- 2) 森猛, 鳴原志保, 中村宏: 溶接溶け込み深さを考慮した鋼床版デッキプレート・トラフリブ溶接部の疲労試験, 土木学会論文集 A Vol. 62 No3, pp.570-581, 2006.7.
- 3) 貝沼重信, 尾上聡史, 三浦健一, 井口進, 川畑篤敬, 内田大介: 鋼床版のデッキプレートとUリブお溶接ルート部の疲労き裂に対する試験システムの構築, 土木学会論文集 A Vol. 64 No2, pp.297-302, 2008.4.
- 4) 井口進, 内田大介, 川畑篤敬, 玉越隆史: アスファルト舗装の損傷が鋼床版の局部応力性状に与える影響, 日本鋼構造協会, 鋼構造論文集, 第15巻, 第59号, pp.75-86, 2008.9.
- 5) 高田佳彦, 中島隆, 青木康素: ポリマーセメント舗装による実橋の既設鋼床版の疲労対策効果の検討, 第6回道路橋床版シンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.99-104, 2008.6
- 6) 高田佳彦, 木代穰, 中島隆, 薄井王尚: BWIMを応用した実働荷重と走行位置が鋼床版の疲労損傷に与える影響検討, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 55A, pp.1456-1467, 2009.4.
- 7) Dassult Systems Simulia: ABAQUS 6.7 User's Manual, 2008.
- 8) 日本道路協会: 舗装設計便覧, 2006.2
- 9) 岩崎雅紀, 永田考, 西川武宏, 小塩達也, 山田健太郎: アスファルト舗装が鋼床版の疲労に及ぼす影響, 土木学会論文集, No.563/ I -39, pp.161-171, 1997.4.
- 10) 高田佳彦, 田畑晶子, 坂野昌弘: 既設Uリブ鋼床版に発生している疲労き裂に関するマクロ分析, 鋼構造年次講演論文報告集, pp.329-336, 2009.11.

(2009年9月24日受付)