

# 博士論文

鋼 I 形桁の曲げおよびせん断に対する  
合理化設計および構造に関する研究  
(Study on rational design and structure of steel  
I-girder under bending and shear)

2023 年 3 月

立命館大学大学院理工学研究科  
環境都市専攻博士課程後期課程

藤丸 拓



立命館大学審査博士論文

鋼 I 形桁の曲げおよびせん断に対する  
合理化設計および構造に関する研究  
(Study on rational design and structure of steel  
I-girder under bending and shear)

2023 年 3 月

March 2023

立命館大学大学院理工学研究科  
環境都市専攻博士課程後期課程

Doctoral Program in Advanced Architectural, Environmental and  
Civil Engineering  
Graduate School of Science and Engineering  
Ritsumeikan University

藤丸 拓

FUJIMARU Taku

研究指導教員：野阪 克義教授

Supervisor : Professor NOZAKA Katsuyoshi



## 博士論文要旨

鋼橋の設計では近年、少数主桁橋など部材数・工数を減らした経済的な設計や、鋼部材の強度をより有効に用いる合理的な設計が求められてきており、鋼部材が降伏した後の強度を用いることも検討されてきている。また、長年供用されてきた道路橋の腐食損傷が社会問題となっており、より経済的で簡易的な補修・補強工法や、鋼桁の残存耐荷力を用いた合理的な設計が求められている。そこで本研究では、連続合成桁において断面の降伏を考慮したより合理的な設計を提案した。また、補修量を減らした経済的で合理的な当て板補修工法および、腐食発生を抑制するような新規桁端構造形式について検討・提案した。

まず、ウェブに低強度鋼を使った連続合成ハイブリッド I 形桁を対象に、連続桁の一部断面でウェブが先行降伏を起こした際の曲げ・たわみ挙動について解析的検討を行い、鋼桁に同一の鋼材を用いたホモジニアス桁との比較を行った。結果として、ウェブの先行降伏の影響は小さく、フランジ降伏を強度とした場合、ハイブリッド桁でもホモジニアス桁と同様の設計が可能であることを示した。

次に、連続合成桁の曲げ剛性分布を仮定した複数の理論計算モデルで曲げ挙動を計算し、有限要素解析結果と比較することで、最適な曲げ剛性分布について検討した。また、得られた理論計算モデルを用いて、連続合成桁正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達する際の負曲げ断面の曲げ挙動について検討し、負曲げ断面の座屈などが原因で曲げ強度の低減が必要かどうかについて検討した。結果として、正曲げ断面の全塑性曲げモーメントを低減することなく曲げ強度として用いることができることを示した。

最後に、鋼 I 形桁を対象に、桁端部のウェブおよび支点上補剛材に腐食損傷に対して複数の組み合わせの当て板補修を施したモデルの耐荷力について解析的検討を行い、結果を比較することで、当て板量を減らした経済的な補修モデルおよび腐食位置に関係なく適用できる合理的な補修モデルを示した。また、同じ鋼桁を対象に、桁端部に円孔を設けたモデルの耐荷力について検討し、ウェブがせん断座屈を起こす桁では、斜張力場から十分離れた位置に意図的に円孔を設けることで、耐荷力を下げることなく通気性の良い新規構造形式が実現できることを示した。

## **Abstract of Doctoral Dissertation**

In recent, an economical design and a rational design which uses the capacity of steel members more effectively are desired. Economical and rational designs and repair methods are also desired in a maintenance field to manage corrosion. Hence, this study developed a rational design of continuous composite girders which permit yielding of steel members, an economical repair method which uses less patch plates, and a new structural detail of steel girder ends to suppress corrosion.

Firstly, analytical studies of bending and deflection behavior of continuous composite hybrid and homogeneous I-girder were conducted to investigate the effects of web yielding. The results indicated that web yielding has a little effect, therefore hybrid girders can be designed almost the same as homogeneous girders if a flange bending moment is designed as a bending capacity.

Secondly, bending behaviors of continuous composite girders which have several cases of bending stiffnesses distribution were calculated with the simple calculation model, and the one which calculates conservative values of negative bending moment at intermediate section easily was determined. Furthermore, bending behaviors of the intermediate section when the bending moment at the maximum positive bending section reached to the plastic moment was calculated. The results indicated that plastic moment can be used without any reduction.

Finally, analytical studies on the loading capacity of several repaired simple steel I-girder models by different types of patch plates which have corrosion on the girder end and the bearing stiffeners were conducted to find the minimum patch plate arrangement and the rational repair method. Series of analytical study on the same steel I-girders with a hole on the end web panel were also conducted and the results indicated that the girder of which failure mode was web shear buckling can improve the environment of the girder end with a hole on the end web panel without any reduction of the loading capacity.

# 目次

<b>第1章 序論</b> .....	<b>1</b>
1.1 研究背景.....	1
1.1.1 限界状態設計法における連続合成桁およびハイブリッド桁設計の現状.....	2
1.1.2 鋼桁端部の維持管理における問題点およびその対策の現状.....	3
1.2 AASHTO LRFD および EC におけるハイブリッド桁および合成桁設計規定.....	4
1.3 既往の研究.....	5
1.3.1 ハイブリッド桁に関する既往の研究.....	5
1.3.2 合成桁の曲げ耐荷力に関する既往の研究.....	7
1.3.3 腐食を有する桁端部に関する既往の研究.....	9
1.4 研究目的.....	10
1.5 本論文の構成.....	10
参考文献.....	11
<b>第2章 連続合成ハイブリッド I 桁正曲げ断面のウェブ降伏が桁全体の曲げ・たわみ挙動に与える影響についての解析的検討</b> .....	<b>15</b>
2.1 はじめに.....	15
2.2 解析概要.....	15
2.2.1 解析対象橋梁および断面諸量.....	15
2.2.2 解析モデル概要.....	20
2.2.3 材料特性.....	22
2.2.4 境界条件および荷重条件.....	22
2.3 解析結果および考察.....	23
2.3.1 解析結果参照位置と曲げモーメントの計算.....	23
2.3.2 正曲げ最大位置におけるたわみの比較.....	24
2.3.3 主要断面での曲げモーメントの変化.....	27
2.4 まとめ.....	36
参考文献.....	37
<b>第3章 連続合成桁の曲げモーメント分布の簡易的な計算法についての検討</b> .....	<b>39</b>
3.1 はじめに.....	39
3.2 理論計算概要.....	39
3.3 有限要素解析との比較および考察.....	42
3.4 まとめ.....	44
参考文献.....	45
<b>第4章 連続合成桁正曲げ断面の限界状態に関する検討</b> .....	<b>47</b>

4.1	はじめに.....	47
4.2	検討対象橋梁概要.....	47
4.3	理論計算概要.....	47
4.4	理論計算を用いた耐荷力制限の検討結果および考察.....	51
4.4.1	正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達した際の負曲げモーメントの比較.....	51
4.4.2	各パラメーターの与える影響および死活荷重モーメントとの関係について.....	54
4.4.3	$N_{l\_neg}$ が降伏する活荷重倍率での $P_{pos}$ の曲げモーメントの検討.....	57
4.5	まとめ.....	60
	参考文献.....	60
<b>第 5 章</b>	<b>腐食を有する鋼桁端部に対する当て板を用いた合理的補修法および腐食の発生しやすい環境の改善を目的とした新規構造形式の検討.....</b>	<b>63</b>
5.1	はじめに.....	63
5.2	有限要素解析概要.....	63
5.2.1	検討対象モデル概要.....	63
5.2.2	解析ソフト上における腐食損傷.....	65
5.2.3	当て板を有するモデルの概要.....	67
5.2.4	円孔を有するモデルの概要.....	69
5.2.5	材料特性.....	73
5.2.6	荷重および境界条件.....	73
5.3	解析結果および考察.....	73
5.3.1	最大耐荷力の比較.....	73
5.3.2	当て板モデルの座屈形状の比較.....	75
5.3.3	ウェブの引張方向の対角線の当て板の効果の検討.....	82
5.3.4	円孔ありモデルの応力分布の比較.....	87
5.4	まとめ.....	92
	参考文献.....	92
<b>第 6 章</b>	<b>結論.....</b>	<b>95</b>
6.1	本研究の成果.....	95
6.2	今後の課題.....	98
	本論文に関する著者の公表論文・口頭発表一覧.....	<b>99</b>
	謝辞.....	<b>100</b>



# 第 1 章 序論

## 1.1 研究背景

我が国では、鋼橋、特に鋼 I 形桁を用いた鈹桁橋の設計の主流は、多主桁橋から合理化橋梁と呼ばれる少数主桁橋へと移り変わってきた。これは、部材数・工数を削減し、経済的な橋梁製作を目指してきた結果である。さらに近年では、鋼桁の部材強度をより有効に使う合理的な設計が検討されてきており、部材断面の初期降伏強度（降伏曲げモーメント）ではなく、全断面が降伏した状態、いわゆる全塑性曲げモーメント、を断面強度として用いる設計が検討されてきている。一方、長年供用されてきた橋梁の経年劣化が大きな社会問題となっており、鋼桁においては腐食による劣化損傷が問題となっている。このような維持管理や補修・補強の観点においても、より簡易的で経済的な補修工法や、腐食を有する桁の残存耐荷力を考慮した、より合理的な設計が求められている。

上記のような課題を含む社会的な要請を受け、平成 29 年に道路橋示方書<sup>1-1)</sup>（以降、道示と表記）が改定され、それまでの許容応力度法から限界状態設計法概念をより明確に取り入れたものとなった。この限界状態設計法では、部材に対していくつかの限界状態を定め、それぞれの限界状態に要求される性能を満たせば、比較的自由に多様な設計手法を採用可能であり、合理的な設計が可能であるとされている。

諸外国の設計法に目を向けると、米国の AASHTO LRFD<sup>1-2)</sup>やヨーロッパ諸国で用いられている Eurocodes<sup>1-3)</sup>（以降、EC と表記）でも限界状態設計法が取り入れられている。LRFD については、1994 年に草案が提出され、2007 年から導入されており<sup>1-4)</sup>、EC については、2007 年から利用可能となっている<sup>1-5)</sup>。このように設計法の発展という観点では、諸外国は我が国よりも一歩先を行く状況であると言える。これらの設計示方書には、合成桁断面の全塑性曲げモーメントを強度として用いる設計も示されている。我が国における道路橋設計において、より経済的かつ合理的な設計手法の発展のために、我が国独自の、全塑性曲げモーメントを断面強度として用いる設計の開発は重要であり、そのうえでそれら諸外国の設計示方書は大いに参考になると考えられる。

構造物の維持管理においては、我が国の多くの橋梁が供用後 50 年以上経過しており、これらの橋梁の適切な維持管理および補修・補強は重要な課題であると広く認識されている。文献 1-6)より、平成 26 年度から平成 28 年度に実施された日本全国の道路橋の定期点検結果から、健全性の断面区分が IV の緊急措置段階、「道路橋の機能に支障が生じている、又は生じる可能性が著しく高く、緊急に措置を講ずべき状態」と判断された橋梁を、診断の所見に記されている損傷の種類で分類すると、全 491 橋のうち 170 橋 (31%) が腐食を有している結果となった。結果をさらに鋼上部構造の損傷のみに着目して分類すると、134 橋のうち 109 橋 (81%) が腐食を有しており、鋼橋の損傷として腐食が大きな問題となっていることが分かる。

### 1.1.1 限界状態設計法における連続合成桁およびハイブリッド桁設計の現状

道示の改定により、鉄筋コンクリート床版を有する鋼桁においては、鋼材の降伏により曲げ強度を制限するのではなく、改定前では難しかった鋼桁の降伏後の耐荷力を用いる設計も可能であると考えられる。これにより、桁断面の曲げ耐荷力として降伏曲げモーメントではなく、全塑性曲げモーメント ( $M_p$ ) を適用可能と考えられ、特に合成桁においては、曲げ耐荷力への寄与度が大きい鉄筋コンクリート床版を断面に導入できる分効果が大きいと考えられる。 $M_p$  を適用することで、従来の桁よりも鋼部材を削減し、経済的な設計とすることができ、重量も少なくすることができる。また、鋼材の降伏を認めるような設計では、ウェブ鋼材にフランジ鋼材よりも低強度の鋼材を用いたハイブリッド桁の適用も可能であると議論されている<sup>1-7)</sup>。ハイブリッド桁においては、ウェブに低強度の鋼材を用いた分、鋼桁の曲げ耐荷力はホモジニアス桁よりも低くなるが、 $M_p$  を用いれば、その影響は小さく、特にフランジに高強度鋼を用いたハイブリッド桁の場合、経済的なメリットが大きくなると考えられる。

ハイブリッド桁の特徴として、曲げを受ける場合、フランジよりも先にウェブの最外縁が降伏することがあげられる。ハイブリッド桁に関する研究は、古くは1970年代から行われており<sup>1-8)-1-13)</sup>、近年でも、限界状態設計法の検討と合わせて再度行われ<sup>1-14)-1-16)</sup>、設計基準も更新されてきた<sup>1-17)-1-18)</sup>。しかし、このように数多くの検討が行われ、その適用可能性が示されたにもかかわらず、許容応力度法において、鋼桁が降伏強度に達してもよいという考えが認められなかったことが大きな要因となり、ハイブリッド桁の適用が広がることはなかった。現行の道示で認められている限界状態設計法においては、前述のとおり、部材の限界状態を明らかにし、その要求性能を満たせば、鋼桁断面の一部が降伏していても良いと考えられ、ハイブリッド桁の適用も容易になると考えられる。

ウェブに先行降伏が生じるハイブリッド桁や、 $M_p$  を耐荷力とする設計の提案には、鋼断面の降伏による曲げモーメント挙動の変化、すなわちモーメント再分配の影響を適切に把握することが必要である。現行道示においては、連続合成桁の死荷重などによる断面力計算の際には、連続桁全域で床版を有効としているが、曲げ耐荷力の算出の際には、負曲げを受ける中間支点上においては、引張を受ける床版がすぐにひび割れほとんど抵抗しないものとし、床版を無効とし、鋼桁と鉄筋のみの断面としている。これは断面力を曲げ剛性の異なる桁に適用し応力を算出することになり、床版のひび割れによる曲げモーメントの再分配を考慮した設計を行っているとも言える。しかしながら、鋼桁の部分的な降伏による曲げモーメントの再分配は考えられておらず、ハイブリッド桁の設計手順や合成断面の  $M_p$  を直接用いた照査も提示されていない。

諸外国の設計示方書を見てみると、 $M_p$  を用いた設計に関しては、LRFD や EC でも取り入れられており、単純合成桁の曲げ耐荷力として  $M_p$  を認めている。一方、連続合成桁における非弾性挙動では、中間支点上断面の曲げモーメントは、最大曲げ強度まで達した後、回転変形しながら徐々に耐力を失うものとしている。この時、最大曲げ強度よ

り小さい値を有効曲げ強度として定義し、有効曲げ強度以上を保てる回転角を塑性回転容量としている<sup>1-19)</sup>。中間支点部における局部座屈などによって十分な塑性回転容量が期待できない場合、中間支点上断面の崩壊によって、正曲げ断面が $M_p$ に達する前ことができないことも考えられるため、それぞれの示方書において、塑性回転容量の大きさや支間長などに条件を設け、それを満たさない場合は $M_p$ から低減した値を断面の耐荷力として用いるとしている。これらの制限値については、それぞれの示方書で設計された桁の実験・解析の結果から得られたものであり、我が国で設計された桁に対して同様の設計照査を用いて良いかについては議論の余地がある。特に中間支点上断面について、諸外国の設計示方書ではウェブおよびフランジに幅厚比制限を設け、厚肉に設計することで中間支点上断面が有効曲げ強度を保てるように、一定の塑性回転容量を期待するような設計となっているが、一方、我が国の設計においては、スレンダー断面とした方が経済的であると考えられているため、塑性回転容量ではなく、現在の設計どおり降伏や座屈などで制限する方法が良いと考えられる。

道示以外にも、鋼・合成構造標準示方書<sup>1-20)</sup>において、限界状態設計法に基づいた設計法が示されているが、連続合成桁の正曲げ断面の曲げ耐荷力については、LRFDおよびECを参考に、ある条件のもとでは $0.9M_p$ を用いるとしている。この鋼・合成構造標準示方書を参考にして設計された橋梁に金谷郷高架橋<sup>1-21)</sup>があるが、2013年に供用が開始されたこの橋梁以降、我が国において全塑性曲げモーメントを曲げ耐荷力として見込むような連続合成桁の設計は少ないと思われる。

以上のようにハイブリッド桁設計は研究が行われてきたにも関わらず、鋼桁が降伏するという点が問題となり以前までの道示では認められてこなかった。全塑性曲げモーメントを用いた設計についても同様であり、鋼・構造標準示方書に示されている限界状態設計法は我が国の設計に適した独自の設計条件とはなっていないと思われる。道示が限界状態設計法へと改定された中で、今後のハイブリッド桁の普及や全塑性曲げモーメントを用いた設計の開発を見据え、必要なデータを集めるのは重要である。

### 1.1.2 鋼桁端部の維持管理における問題点およびその対策の現状

近年、構造物の老朽化は社会問題となってきており、鋼橋においては伸縮装置などからの漏水があり、かつ、密閉空間であり湿潤環境となっている桁端部での腐食損傷が大きな問題となっている<sup>1-6)1-22)</sup>。これに対して塗装などの対策がなされているが、塗装部の再劣化などもあり、5年に1度の定期点検においても桁端腐食は問題となっている。以上のような背景から、腐食に対する合理的な補修・補強工法のほか、桁端部において、腐食の発生しやすい湿潤環境を改善するような新規構造についても求められている。

腐食損傷を有する桁端部の補修・補強については、当て板を用いた工法が主に用いられている。しかし、この工法では腐食損傷を有する部位全体を当て板で覆うことが前提となっており、過度な補修につながる可能性や、汎用性のなさが問題点として考えられ

る。また、この工法は欠損した断面の耐力を元の状態に戻すこと、もしくは元の状態以上にすることを基本的な目的としており、補修工事と同時に水回りなどの修繕も行われるが、風通しが悪い部位の場合には根本的な改善にはならず、再度腐食損傷が生じているケースもある。

近年では、鋼桁端部の腐食による欠損位置や、欠損幅や高さによる耐力への影響に関する検討が行われてきている<sup>1-23)1-24)</sup>。また、橋梁全体をひとつのシステムとして捉え、腐食が生じた桁を全面的に補修するのではなく、健全な他の桁への荷重分担を考慮して過度な補修・補強を抑えようとする研究も見られる<sup>1-25)1-28)</sup>。さらに、位相最適化手法を用いて、従来の鋼桁よりも重量の面で優位となる新しい鋼桁構造の設計に関する研究も行われている<sup>1-29)</sup>。この研究成果は、桁端はせん断力が卓越している点を考慮すると、トラス構造が合理的であるという点を再確認しているものと思われる。これらのように最適な補修設計や、新規構造に関する検討も行われてきている。桁の新規構造の検討においても、補修設計同様、元の状態と比べて十分な耐力を有しているということが重要である。道示の改定によって許容応力度法から限界状態設計法へと移り変わった中で、腐食損傷を有する桁や新しい構造の桁の曲げ・せん断耐力特性を適切に把握することで、維持管理においても、鋼部材の強度を有効に用いた合理的な補修設計や構造形式の獲得につながるものと考えられる。

## 1.2 AASHTO LRFD および EC におけるハイブリッド桁および合成桁設計規定

日本より早期に限界状態設計法を取り入れた LRFD および EC においては、ハイブリッド桁設計および耐力に  $M_p$  を用いた設計に関しての規定が記載されている。1.1.1 で示したとおり、これらの設計では中間支点上断面を厚肉とし、一定の塑性回転容量を求めるとしているため、以下の設計照査を我が国の設計にそのまま取り入れることは適切ではないが、提案においては参考になると考えられる。

まずハイブリッド桁設計規定について説明する。LRFD においては、低強度鋼材を用いるウェブに対して、降伏強度がフランジ鋼材の降伏強度の 70% 以上、もしくは 36.0ksi 以上と規定されている。これはウェブが早期に降伏し、局部座屈を起こすことを防ぐためであるとされている。また、ハイブリッド桁における断面の抵抗値は、以下の式(1-1) および(1-2)で求められるハイブリッドファクター  $R_h$  をホモジニアス桁の抵抗値にかけることによって求められる。

$$R_h = \frac{12 + \beta(3\rho - \rho)}{12 + 2\beta} \quad (1-1)$$

$$\beta = \frac{2D_n t_w}{A_{fn}} \quad (1-2)$$

$\rho$ =ウェブ鋼材とフランジ鋼材の降伏強度比もしくは 1.0 のどちらか低いほう、 $D_n$ =中

立軸から遠い方のフランジの縁端までの距離， $t_w$ =ウェブ厚さ， $A_{fi}$ =中立軸から遠い方のフランジの断面積である。

ECにおいては，フランジ鋼材の降伏強度 $f_{yf}$ と，ウェブ鋼材の降伏強度 $f_{yw}$ の関係は

$$f_{yf} = \phi_h f_{yw} \quad (1-3)$$

となっており， $\phi_h=2.0$ を用いることを推奨している。2.0の選定理由については述べられていないが，LRFD同様ウェブの早期の局部座屈を防ぐためであると考えられる。

次に $M_p$ を用いた設計について説明する。LRFDにおいては，単純合成桁の曲げ耐荷力 $M_n$ は以下の式(1-4)を満たす場合は(1-5)で，満たさない場合は(1-6)を用いて求められる。

$$D_p \leq 0.1D_t \quad (1-4)$$

$$M_n = M_p \quad (1-5)$$

$$M_n = M_p \left( 1.07 - 0.7 \frac{D_p}{D_t} \right) \quad (1-6)$$

ここで $D_p$ =コンクリート床版の上端から全塑性時中立軸までの距離， $D_t$ =コンクリート床版を含む断面の高さである。式(1-5)は，塑性中立軸が床版から離れすぎると，断面が全塑性に達する前に床版の圧壊が進行する可能性があるため，それを考慮に入れた式である。連続合成桁の曲げ耐荷力については，中間支点上断面がモーメント再分配を考慮するためのウェブおよび圧縮フランジの幅厚比制限を満たしておらず，かつ，中間支点部の塑性回転容量 $\theta_{LR}$ が0.009rad以下である場合， $R_h$ と高強度鋼材を用いたホモジニアス桁としたときの初期降伏モーメント $M_y$ を用いて $1.3R_h M_y$ 以下に低減する必要がある。

ECにおいても単純合成桁の曲げ耐荷力として $M_p$ を用いて良いとされているが，LRFD同様，塑性中立軸の位置によっては低減する必要がある。床版の上端から全塑性時中立軸までの距離を $x_{pl}$ ，合成桁断面の高さを $h$ としたとき， $0.15 \leq x_{pl}/h$ となるとき，Reduction Factor  $\beta$ を用いて $\beta M_p$ としている。ここで $\beta$ は図1-1のとおり定まる係数である。図1-1のグラフは横軸についても無次元化値であるため単位はない。連続合成桁においては，中間支点上断面がClass3もしくはClass4であり，かつ，中間支点上断面両側の支間長の比が0.6より小さい場合 $0.9 M_p$ に低減するとされている。

### 1.3 既往の研究

#### 1.3.1 ハイブリッド桁に関する既往の研究

研究背景において述べたとおり，ハイブリッド桁に関する研究は古くから行われてきている。

久保ら<sup>1-12)</sup>はハイブリッド桁における曲げ耐荷力および疲労強度の考え方を示し，米

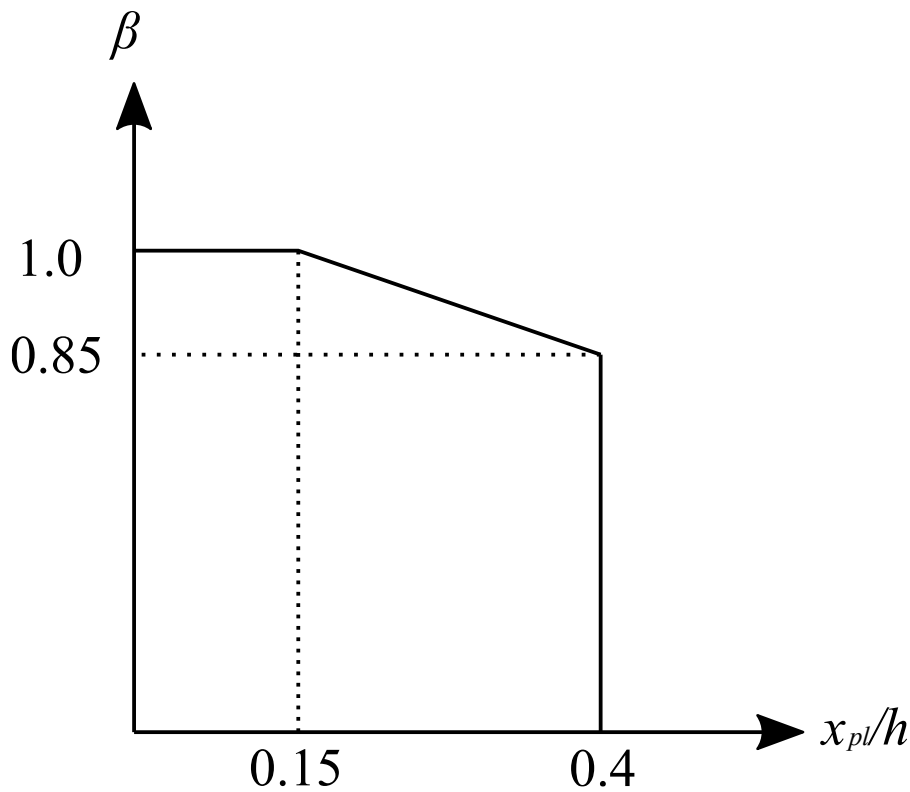


図 1-1 Reduction Factor  $\beta$

国における設計基準をもとに，我が国における鋼材規格および道示を参考に，我が国におけるハイブリッド桁の設計基準を作成した．また，作成した基準をもとに単純合成ハイブリッド桁の設計，および载荷試験を行った．载荷試験結果から応力分布は計算と良い一致を示し，たわみ量も小さく問題とならないことから，通常の载荷状態においては問題のない挙動を示していることを確認した．また，ホモジニアス桁との比較設計を行い，ハイブリッド桁とすることで7%程度のコストダウンが可能であることを示した．

清水ら<sup>1-14)</sup>はフランジに SM570 材，ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド鋼桁の水平補剛材および中間支点上補剛材の効果について解析的検討を行った．水平補剛材に関する検討においては，I 形断面を有するハイブリッド鋼桁を対象に，異なる位置に水平補剛材を取り付けたモデルの変位急増点および最大強度を比較した．結果として，ウェブの降伏領域内に水平補剛材が位置する場合，変位急増点の荷重および最大強度が低下するため，水平補剛材はホモジニアス桁よりも下につけた方が良いということを示した．中間支点上補剛材に関する検討においては，連続桁の中間支点を再現したモデルを上下反対にし，支点反力として集中荷重を上から下向きに作用させ，载荷断面の桁上部および下部の鉛直変位および，载荷点近傍の荷重ひずみ曲線を比較した．結果から，腹板は，補剛材位置から腹板厚さの 14 倍程度離れた位置でも補剛材付近の位置と同様に機能することが分かり，中間支点上補剛材はホモジニアス桁と同様に設計しても良いということを示した．また，清水らはフランジに SM570 材，ウェブに SM400 材を用いた

ハイブリッド鋼桁の載荷試験も行った<sup>1-15)</sup>。載荷試験を行った桁は3つで、それぞれ耐荷力、水平補剛材の効果、中間支点上補剛材の効果を検討した。実験の結果、ハイブリッド鋼桁の曲げの限界状態は、フランジの降伏によって決定されるという仮定は妥当であること、ハイブリッド桁においても、中間支点上補剛材はホモジニアス桁同様の設計が可能であること、ハイブリッド桁においては上フランジの垂直座屈が発生する可能性があり、この座屈による耐荷力への影響はないと考えられるが、ウェブを厚くすることが望ましいことを確認した。

関谷ら<sup>1-30)</sup>は、フランジに SBHS700 材、ウェブに SM490 材を用いたハイブリッド桁、フランジに SBHS700 材、ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド桁、および、SBHS700 材を用いたホモジニアス桁の3つの桁の載荷試験および FEM 解析による実験結果の検証を行った。ハイブリッド桁2種は 1.2 で述べた LRFD の制限を大きく超えており、フランジ降伏後にウェブの急激な塑性化が生じるか否かについて着目した。結果として、載荷試験体はフランジ降伏後に急激なウェブの塑性化が進むことはなく安定した変形挙動を示した。また 1.2 に示したハイブリッドファクター  $R_h$  を用いて計算された設計曲げ耐荷力に対して、載荷試験におけるハイブリッド桁の曲げ耐荷力は 16%以上高い結果となり、 $R_h$  はかなり安全側な値であることを示した。

野阪ら<sup>1-31)</sup>は、少数主桁橋に用いられる断面を想定したホモジニアス桁およびハイブリッド桁を対象に、フランジとウェブの局部座屈、および横ねじれ座屈について、それらの連成が曲げ耐荷力性状に与える影響について解析的に検討した。解析結果から、ホモジニアス桁およびハイブリッド桁鋼 I 形桁の曲げ耐荷力曲線を提案した。また、ハイブリッド桁の降伏曲げモーメント算出法および式を提案した。

これらの研究は主に単純桁を対象に、ハイブリッド桁とした時の耐荷挙動、特に先行降伏を起こすウェブの挙動に着目した研究である。道示が改定され、ハイブリッド桁の適用が広がると考えられる背景において、連続合成桁では、ホモジニアス桁とハイブリッド桁の挙動にどのような違いが生じるか、すなわち、連続桁の一部分でウェブが先行降伏を起こした際の橋梁全体の挙動への影響を把握することは重要であると考えられる。

### 1.3.2 合成桁の曲げ耐荷力に関する既往の研究

山本<sup>1-32)</sup>は非合成桁の曲げおよびせん断応力の簡易的な計算式を示した。橘ら<sup>1-33)</sup>は連続合成桁の中間支点部を非合成とした、不完全合連続成桁について、中間支点部付近の一部のジベルを変化させた際の、鉄筋コンクリート床版の引張応力度の減少量について考察した。浜田ら<sup>1-34)</sup>は不完全合連続成桁の簡易的な解析法を示し、実験結果と比較した。また、中島ら<sup>1-35)</sup>は、不完全合合成桁における断面がどの程度の合成効果を有しているかを示す不完全度を簡易的に推定する方法について提案した。これらの検討は、負曲げを受ける連続合成桁の中間支点部を非合成桁とすることで、鉄筋コンクリート床版に生じる引張応力度を軽減でき、有利であるという考えに基づいている。今日では、不

完全合成桁として設計される連続桁はあるものの、道示においては、完全合成桁としての設計のみ示されていることから、合成桁の多くは完全合成を見込んで設計されている。

近年では道示の改定に合わせて、合成桁の強度に関する種々の検討が行われてきた。松澤ら<sup>1-36)</sup>は、断面の一部塑性化を考慮した耐荷力評価基準の確立に向け、異なる断面を持つ3体の単純合成桁の曲げ耐荷力特性に関する実験的検討を行った。実験結果から、鋼桁断面の一部塑性化を認めることで、旧道示の設計からの強度向上が見込めることを示した。

長井ら<sup>1-37)</sup>は、合成桁の限界状態設計法構築に向け、部材の曲げ、せん断および曲げとせん断の相関強度を明らかにすることは重要であるとし、正曲げおよび負曲げを受ける、コンパクト断面の合成桁を対象に載荷試験を行い、ECおよびLRFDとの比較を行いつつ、相関強度の評価法について考察した。実験結果から、正曲げ、負曲げ両方において、特に相関による強度低下は見られず、合成桁および鋼桁コンパクト断面においては、相関強度照査を無視できる可能性を示した。また、稲葉ら<sup>1-38)</sup>も合成桁を対象とした、相関強度に関する実験的検討を行った。長井らの研究においてはアスペクト比 $\alpha=3.0$ 程度の桁を対象としたのに対し、この研究では $\alpha=1.5, 2.0$ 程度の桁を対象としたが、同様に相関強度照査は不要であるという結果を示した。

溝江ら<sup>1-39)</sup>は、合成桁の曲げ破壊照査において、断面の分類（コンパクト、ノンコンパクト、スレンダー）に応じて、限界状態を考えるのではなく、床版の圧壊や鋼部材の降伏などの材料損傷の種類や、それらの発生順序を任意に設定し、耐荷挙動を制御できれば、鋼とコンクリートの材料特性を最大限活かした合理的な設計が可能であるとし、配置する頭付きスタッドの間隔が異なる2体の合成桁の載荷試験を行い、部材の損傷順序から耐荷挙動の解明を試みた。また、スタッドの配置間隔が耐荷挙動に及ぼす影響について検討するとともに、併せて行った押抜き試験結果と比較し、試験体内のスタッドに作用する水平せん断力について考察した。試験結果から、スタッドの配置間隔によって耐荷挙動が変化するため、合理的な設計に向けては、ずれ止め配置に関する検討も必要であることを示した。文献 1-40)では、剛体ばねモデルを用い、スタッドの配置間隔や、鋼やコンクリートの材料強度をパラメーターとしたパラメトリック解析を実施し、文献 1-39)での試験結果と比較するとともに、それらパラメーターの耐荷挙動への影響を考察した。また、スタッドの配置間隔が広い場合、床版下縁の引張域が広がり、圧縮部材としての床版の性能を活かしきれない可能性があることを示した。

以上のように、断面が一部塑性化した際の合成桁の挙動についての検討や、合理的な設計法の開発に向けた検討が行われてきた。しかし、連続合成桁における終局曲げ耐荷力規定の制定に関する検討は行われてきていない。今後の連続合成桁の更なる適用拡大、および我が国の道路橋設計の更なる発展に向け、我が国で設計された連続合成桁の正曲げ断面の限界状態を適切に把握することは重要であると考えられる。



### 1.3.3 腐食を有する桁端部に関する既往の研究

白倉ら<sup>1-23)</sup>は、桁端部のウェブおよび支点上補剛材下部に着目し、腐食による欠損をモデル化し、断面欠損が支点付近の静的耐荷力に与える影響について解析的検討を行った。解析結果から最大荷重は、径間側のウェブ下端のソールプレートの内側の範囲が欠損したモデル、ソールプレートの外側まで欠損したモデル、支点上補剛材の片側が欠損したモデル、支点上補剛材の両側が欠損したモデルの順に小さくなることを確認した。また、文献 1-24)においては、文献 1-23)のモデルで、さらに欠損のケースを増やして、ソールプレート形状の違い、欠損高さ、ウェブ下端に欠損を有するモデルの欠損幅が耐荷力低下に与える影響を検討した。結果から、ソールプレート形状の違いは、最大耐力に最大で 5%程度の影響を与えること、欠損高さの違いで座屈モードに違いが見られること、欠損範囲がソールプレートより外側にある場合、径間側欠損の場合にはウェブに応力分担している割合が高いのに対し、桁端側欠損の場合には補剛材に応力分担している割合が高いことなどを確認した。

有村ら<sup>1-25)</sup>は、4本の主桁を有する橋梁システムにおいて、いくつかの桁が桁端部に腐食減厚を有する際の耐荷性能について解析的検討を行った。結果として、一部の主桁が腐食を有している場合、鉛直荷重については隣接する健全桁が荷重を分担するため、橋梁システムとしての最大耐力は、腐食した主桁の最大耐力を上回ることを確認した。また、腐食を有する桁が中桁の場合と外桁の場合で橋梁システムとしての耐荷性能が異なることを確認した。橋軸直角方向の水平荷重についても、一部の桁が腐食しても、他の健全桁が荷重を分担するため、橋梁システムとしての橋軸直角方向の耐荷性能はほとんど低下しないことを確認した。また、主桁本数が異なる場合(3本および5本)での検討<sup>1-27)</sup>、および腐食による減肉率が異なる場合の検討<sup>1-28)</sup>も行われ、主桁本数、腐食減肉率および腐食桁本数と最大耐力との関係などを確認した。

大浦ら<sup>1-26)</sup>は、文献 1-25)のモデルを用い、一部の主桁の桁端部に腐食を有する場合、腐食桁と同時に健全桁にも補強を施すことで、橋梁システムとしての耐荷力を効率的に回復させ、補修量を少なくできることを示した。

石原ら<sup>1-29)</sup>は、位相最適化手法を用いて、支間長 30m の単純桁を対象に、重量の面で従来の構造よりも有利な構造を検討した。最適化結果から、トラス構造の、中央のトラス部材を取り除いた構造を示し、許容応力度、許容たわみ、および道示の座屈照査を耐えるよう最適化桁を設計した結果、同様の設計要求に耐える I 桁に比べ 24.8%、トラス桁に比べ 6.7%の軽量化ができることを示した。

以上の研究から、欠損を有する桁端部の耐荷挙動や、橋梁システムとしての耐荷挙動を考慮することで、補修量を減らした最適な補修工法や、腐食が発生しやすい環境改善に貢献するような新規構造を考案する余地はあるものと考えられる。

## 1.4 研究目的

本研究では、連続合成桁の一部分でウェブが降伏した際の正曲げ断面・負曲げ断面の曲げ・たわみ挙動、および正曲げ断面が全塑性化した際の連続合成桁の曲げ挙動を把握することで、従来設計より桁断面の耐荷力を有効に用いた合理的かつ経済的な連続合成桁設計を提案することを目的としている。また、桁端部のせん断耐荷力特性を詳細に把握することで、鋼桁端部の腐食損傷に対する当て板を用いた、従来よりも補修量を減らした補修設計、および腐食の発生しやすい環境の改善につながるような新規桁端部構造形式の提案を目的としている。

連続合成桁に関しては、下フランジ降伏までを対象範囲とした、ホモジニアス桁およびハイブリッド桁の曲げ・たわみ挙動の解析的検討および比較を行い、ハイブリッド桁にすることによる影響およびハイブリッド桁設計に特別な照査が必要かどうかの考察を行う。また、正曲げ断面が  $M_p$  に達した際の間支点部の負曲げ挙動について検討し、正曲げ断面の終局曲げ耐荷力として断面の塑性化を許容した設計における正曲げ断面の耐荷力制限について考察を行う。

桁端部の補修設計および新規構造形式については、端部に腐食損傷を有する鋼桁を対象に、複数の組み合わせの当て板を施したモデルの耐荷力特性を解析的に検討することで、当て板補修量を削減できる可能性について述べる。また、桁端部の新規構造案として、端部に円孔を有する形式を検討し、その耐荷力特性について解析的検討を行う。

## 1.5 本論文の構成

以下に本論文の構成を述べる。

### 第1章 序論

本研究の背景である、我が国での合成桁設計および鋼桁の維持管理の現状について述べる。その後、諸外国の設計法との比較を交え、我が国独自の合成桁設計法の獲得の重要性および、鋼桁端部の腐食に対する合理的な補修工法および、腐食環境改善の重要性を述べる。これまでに検討されてきた成果を整理し、今後の課題を挙げ、本研究の目的を述べる。

### 第2章 連続合成ハイブリッド I 形桁正曲げ断面のウェブ降伏が桁全体の曲げ・たわみ挙動に与える影響についての解析的検討

ハイブリッド桁の特徴であるウェブの先行降伏が、連続合成桁全体の挙動にどのような影響を与えるかについて、三径間連続合成桁を対象に、有限要素解析を用いて行った検討について述べる。

### 第3章 連続合成桁の曲げモーメント分布の簡易的な計算法についての検討

第2章で用いた連続合成桁モデルを対象に、その曲げモーメント分布を簡易的に算

出できる理論計算モデルの提案を目的とした，正曲げ・負曲げ断面の曲げ剛性分布の検討について述べる．

#### 第4章 連続合成桁正曲げ断面の限界状態に関する検討

第2章と同じ三径間連続合成桁モデルを基本とし，正曲げ・負曲げ断面の曲げ剛性比，中央径間・側径間の支間長比，合成前死荷重モーメントと活荷重モーメントの比をパラメーターとして，第3章で検討した理論計算モデルを用いて，負曲げ断面の降伏および座屈による正曲げ断面の曲げ耐荷力制限の必要性の検討について述べる．

#### 第5章 腐食を有する鋼桁端部に対する当て板を用いた合理的補修法および，腐食の発生しやすい環境の改善を目的とした新規構造形式の検討

支点上補剛材および，支点上補剛材外側のウェブに，腐食を想定した欠損を持つ鋼桁を対象に，従来の補修工法よりも補修量を減らした当て板補修および，腐食の位置に関係なく用いることのできる合理的な補修工法について行った検討について述べる．また，鋼桁端部の閉塞的な環境の改善を目的に，端部パネルに円孔を有する構造の鋼桁のせん断耐荷力について行った解析的検討について述べる．

#### 第6章 結論

本研究で得られた研究成果を要約し，今後の研究課題について述べる．

#### 参考文献

- 1-1) (公社) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II 鋼橋・鋼部材編，丸善，2017.
- 1-2) AASHTO: *LRFD Bridge Design Specifications*, 6th Edition, Washington, D.C., 2012.
- 1-3) CEN: *Eurocode 4 -Design of steel and composite steel and concrete structures- Part 2: General rules and rules for bridges*, prEN1994-2, 2008.
- 1-4) 長井正嗣：合成桁と設計法，土木学会論文集 A1, Vol.74, No.5, pp. II\_1-II\_12, 2018.
- 1-5) 辻幸和，松井謙二：次世代ユーロコード制定の動向，コンクリート工学，Vol.50, No.6, pp.520-523, 2012.
- 1-6) 国土技術政策総合研究所資料第 1121 号：道路橋の耐久性の信頼性向上に関する研究，国土交通省 国土技術政策総合研究所，2020.
- 1-7) 長井正嗣，宮下剛，劉翠平，稲葉尚文，本間 淳史：鋼及び合成ハイブリッド桁の設計と適用性に関する考察，土木学会論文集 A1, 第 68 卷，1 号，pp.203-215, 2012.
- 1-8) 西野文雄，伊藤学，星埜正明：ハイブリッドばりおよび大型圧延 H 形鋼ばりの曲げ挙動，JSSC, Vol.7, No.71, pp.1-10, 1971.
- 1-9) 國広哲男，古庄通隆：ハイブリッドゲッターその力学的挙動と経済性一，橋梁と基

- 礎, 74-1, pp.1-8, 1974.
- 1-10) 前田幸雄, 川井豊: 薄肉溶接ハイブリッド・ガーダーの曲げ疲労強度に関する研究, 溶接学会誌, 43 巻, 7 号, pp. 736-742, 1974.
  - 1-11) 井上啓一: ハイブリッドげた, 土木技術資料, 17-7, pp.25-29, 1975.
  - 1-12) 久保源三, 石渡正夫, 大方滋: ハイブリッドビームの実橋への適用ーその経済性と新井橋の設計ー, 川崎製鉄技報, Vol. 7, No. 2, pp. 133-148, 1975.
  - 1-13) 前田幸雄, 梶川靖治, 石渡正夫: ハイブリッド合成けたの曲げ耐荷力に関する実験的研究, 川崎製鉄技報, Vol. 10, No. 1, pp. 86-99, 1978.
  - 1-14) 清水茂, 張健, 中田知志, 田中伸尚, 中井博: ハイブリッド鋼桁における補剛材の効果, 鋼構造論文集, Vol.10, No.37, pp.43-50, 2003.
  - 1-15) 清水茂, 張健, 田中伸尚, 明橋克良, 中井博: ハイブリッド鋼桁の耐荷力挙動に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol. 10, No. 37, pp. 51-60, 2003.
  - 1-16) 利根川太郎, 浦野友樹, 杉浦邦征, 山口隆司, 渡邊栄一, 中村雅樹: 高機能剛材を用いた合成ハイブリッド箱桁の正曲げ耐荷特性に関する実験的研究, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.3, pp.643-655, 2006.
  - 1-17) ハイブリッド桁の設計基準作成小委員会: 限界状態設計法に基づいたハイブリッド桁の設計基準 (案), JSSC テクニカルレポート, No. 53, (社) 日本鋼構造協会, 2002.
  - 1-18) 鋼橋性能向上研究委員会・合理化設計法部会: ハイブリッド桁の限界状態設計法試案, JSSC テクニカルレポート, No. 83, (社) 日本鋼構造協会, 2009.
  - 1-19) 野阪克義, 植村文孝, 伊藤満: モーメント再分配を考慮した連続合成桁の非弾性設計に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.53A, pp. 218-226, 2007.
  - 1-20) (公社) 土木学会: 鋼・合成標準示方書 総則編・構造計画編・設計編, 2016.
  - 1-21) 佐々木力: コンパクト断面設計を採用した鋼連続合成桁一首都圏中央連絡自動車道 金谷郷高架橋の工事報告一, 日本橋梁建設協会平成 24 年度技術発表会, 2012.
  - 1-22) 玉越隆史, 中洲啓太, 石尾真理, 武田達也, 水津紀陽: 鋼道路橋の局部腐食に関する調査研究, 国土技術政策総合研究所資料, No.294, 国土交通省 国土技術政策総合研究所, 2006.
  - 1-23) 白倉誠, 金銅晃久, 山口隆司, 畠中彬, 三ツ木幸子, 橋本国太郎, 杉浦邦征: 鋼道路橋の腐食した桁端の耐力特性とその設計法に関する 2, 3 の考察, 構造工学論文集, Vo.56A, pp.722-732, 2010.
  - 1-24) 白倉誠, 山口隆司, 豊田雄介, 三ツ木幸子, 金銅晃久: 鈹桁端部の支点上のウェブと補剛材の下端腐食範囲の違いがその耐力特性に及ぼす影響, 構造工学論文集, Vo.57A, pp.724-734, 2011.
  - 1-25) 有村健太郎, 有山大地, 船越博之, 山口隆司: 桁端部に腐食劣化の生じた鋼 I 桁橋の耐荷性能評価に関する解析的検討, 土木学会論文集 A1, Vol. 73, No. 1, pp. 232-247,

2017.

- 1-26) 大浦涼雅, 有村健太郎, 山口隆司: 腐食損傷を有する鋼板桁橋の橋梁システム挙動を考慮した補修法に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.67A, pp. 26-34, 2021.
- 1-27) 有村健太郎, 大浦涼雅, 山口隆司: 桁端部に腐食劣化の生じた鋼 I 桁橋の主桁本数の違いを踏まえた耐荷力に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.67A, pp. 421-430, 2021.
- 1-28) 有村健太郎, 大浦涼雅, 山口隆司: 桁端部に腐食劣化の生じた鋼 I 桁橋の腐食減肉量を踏まえた耐荷力に関する解析的検討, 鋼構造論文集, 第 28 巻第 112 号, pp.1-12, 2021.
- 1-29) 石原優一, 長山智則, 蘇迪: 位相最適化を利用した軽量鋼桁の設計と効果的な設計条件の検討, 土木学会全国大会第 74 回年次学術講演会, I-294, 2019.
- 1-30) 関谷英彦, 鈴木啓悟, 三木千壽: 橋梁用高降伏点鋼材 SBHS700 を用いたハイブリッド鋼桁の曲げ耐荷力, 鋼構造論文集, 第 22 巻 85 号, pp. 15-22, 2015.
- 1-31) 野阪克義, 堀田萌: 鋼 I 形桁の連成座屈を考慮した曲げ耐荷力に関する解析的検討, 鋼構造論文集, 第 21 巻, 第 84 号, pp.79-94, 2014.
- 1-32) 山本稔: 不完全合成桁の曲げ理論, 土木学会論文集, 第 67 号, pp. 1-10, 1960.
- 1-33) 橘善雄, 足立義雄: 不完全合成桁について, 土木学会論文集, 第 112 号, pp. 11-19, 1964.
- 1-34) 浜田純夫, 有住康則: 不完全連続合成桁の有限要素解析, 土木学会論文報告集, 第 265 号, pp. 1-8, 1977.
- 1-35) 中島章典, 溝江慶久: 不完全合成桁の不完全度の簡易推定法, 土木学会論文集, No. 537/I-35, pp. 89-96, 1996.
- 1-36) 松澤和憲, 宮下剛, 小野潔, 林偉偉, 野阪克義, 北根安雄, 白戸真大, 澤田守, 橘肇: 部分係数設計に向けた合成桁の曲げ耐荷力実験, 土木学会第 73 回年次学術講演会, I-546, 2018.
- 1-37) 長井正嗣, 稲葉尚文, 奥井義昭, 宮下剛, 平山繁幸, 細見直史: 合成 I 桁の正, 負曲げ及び相関強度評価に関する一考察, 構造工学論文集, Vol. 55A, pp. 115-123, 2009.
- 1-38) 稲葉尚文, 奥井義昭, 長井正嗣, 本間淳史, 春日井俊博, 野呂直以: 合成 I 桁の曲げ, せん断強度解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 66, No. 2, pp. 393-405, 2010.
- 1-39) 溝江慶久, 中島章典, NGUYEN Van Duong, 永尾和大: 材料損傷の発生順序に着目した合成はりの耐荷挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 72, No. 5, pp. II\_69-II\_79, 2016.
- 1-40) 溝江慶久, 中島章典: 合成はりの諸因子がその耐荷挙動に及ぼす影響に関する解析的検討, 土木学会論文集 A1, Vol. 74, No. 5, pp. II\_81-II\_99, 2018.



## 第2章 連続合成ハイブリッドI桁正曲げ断面のウェブ降伏が桁全

### 体の曲げ・たわみ挙動に与える影響についての解析的検討

#### 2.1 はじめに

今後のハイブリッド桁の適用拡大について、耐荷力に関する設計方法などに関してはこれまでの研究成果<sup>例えば 2-1)~2-4)</sup>が参考になるが、これらの研究成果は主に単純桁を対象としたものである。今後のハイブリッド桁の適用拡大を見据え、対象を連続合成桁とした場合での、ホモジニアス桁およびハイブリッド桁の挙動の違い、すなわちウェブの先行降伏が、橋梁全体の挙動に与える影響について把握しておくことは重要であると考えた。

そこで本章では、3径間連続合成桁の試設計を行いホモジニアス桁の断面を決定、および、その断面をハイブリッド桁へと変換した断面を決定し、それぞれの断面の解析モデルを作成し、有限要素解析により活荷重下におけるホモジニアス桁およびハイブリッド桁の曲げ・たわみ挙動の違いについて検討する。

#### 2.2 解析概要

汎用有限要素解析ソフト MARC<sup>2-5)</sup>を用いて解析的検討を行った。以下に解析対象モデルとした試設計断面の決定方法、および材料特性、境界条件などの解析概要について述べる。

##### 2.2.1 解析対象橋梁および断面諸量

解析モデル断面寸法は、概略設計ソフトウェアにより試設計した、SBHS500 を用いた鉄筋コンクリート床版を有する3径間連続合成2主桁橋断面にもとづいて決定した。図2-1に試設計橋梁の概要を示す。支間長  $L$  は50mで一定であり、幅員9.5m、主桁間隔は5.5mである。詳細は後述するが、本検討においては、正曲げおよび負曲げが最大となるような荷重載荷位置に着目しているため、断面変化は正曲げ域と負曲げ域のみとし、中間支点部から両側に  $0.15L$  の範囲を負曲げ域として断面を変化させた。また、活荷重はB活荷重とした。

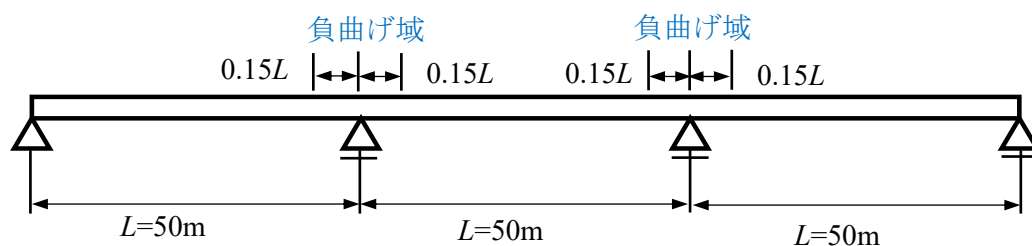


図 2-1 試設計橋梁概要

表 2-1 各モデルの断面諸元

	モデル	hm		hy		hy-web		
		正	負	正	負	正	負	
床版	幅 $B$ (mm)	5,155						
	厚さ $h_c$ (mm)	250						
	ハンチ $H$ (mm)	29						
	圧縮強度 $F_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	40						
	引張強度 $F_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	2						
鉄筋	使用鉄筋	—	SD345	—	SD345	—	SD345	
	鉄筋径	—	D19	—	D19	—	D19	
	本数	—	50×2段	—	50×2段	—	50×2段	
	断面積 (cm <sup>2</sup> )	—	143	—	143	—	143	
鋼断面	上フランジ	鋼材	SBHS500					
		降伏強度 $F_{yf}$ (N/mm <sup>2</sup> )	500					
		幅 $b_{fu}$ (mm)	540	600	560	640	540	600
		厚さ $t_{fu}$ (mm)	23	24	24	26	23	24
	ウェブ	鋼材	SBHS500		SM490Y			
		降伏強度 $F_{yw}$ (N/mm <sup>2</sup> )	500		355		355	
		高さ $D_w$ (mm)	2,451		2,474		2,451	
		厚さ $t_w$ (mm)	23		20		23	
	下フランジ	鋼材	SBHS500					
		降伏強度 $F_{yf}$ (N/mm <sup>2</sup> )	500					
		幅 $b_{fl}$ (mm)	640	680	660	680	640	680
		厚さ $t_{fl}$ (mm)	30	40	31	40	30	40
		断面積 $A$ (cm <sup>2</sup> )	880	980	834	933	880	980
		断面二次モーメント $I$ (cm <sup>4</sup> )	$7.60 \times 10^6$	$8.98 \times 10^6$	$7.74 \times 10^6$	$9.23 \times 10^6$	$7.60 \times 10^6$	$8.98 \times 10^6$
鉄筋+鋼桁断面	断面積 $A$ (cm <sup>2</sup> )	—	1,266	—	1,220	—	1,266	
	断面二次モーメント $I$ (cm <sup>4</sup> )	—	$1.42 \times 10^7$	—	$1.43 \times 10^7$	—	$1.42 \times 10^7$	
合成断面	断面積 $A$ (cm <sup>2</sup> )	2,721	3,181	2,675	3,061	2,721	3,181	
	断面二次モーメント $I$ (cm <sup>4</sup> )	$2.11 \times 10^7$	$2.56 \times 10^7$	$2.11 \times 10^7$	$2.51 \times 10^7$	$2.11 \times 10^7$	$2.56 \times 10^7$	

断面寸法決定に際しては、道路橋示方書に規定されている、水平補剛材なしの腹板最小厚さ（ウェブ幅厚比パラメーター $R_w=1.1\sim 1.2$ ）程度のウェブ幅厚比、およびフランジ幅厚比パラメーターは0.7程度に設定し、横ねじれ座屈が生じない程度に補剛されているものとした。そのため、正曲げ断面および負曲げ断面ともに降伏強度に部分係数を乗じた値が強度の制限値となる、すなわち降伏曲げモーメントが断面の曲げ強度となるような断面になっている。また、鉄筋コンクリート床版の厚さは250mmとし、材質SD345、サイズD19の鉄筋を上下2段に配置している。

本検討においては、1つの主桁における断面力およびたわみ挙動について着目したた



め、解析では1主桁のみを対象とし、鉄筋コンクリート床版の有効幅を考慮しモデル化を行った。表 2-1 に本検討で対象としたモデルの断面諸元を示す。表 2-1 中の寸法に関する変数の詳細については、図 2-2 に示すとおりである。鉄筋コンクリート床版内の鉄筋は、道示における鉄筋量および鉄筋の周長の総和の規定を満たすように、有効幅 5155mm あたり、上段と下段それぞれ 50 本配置されている。なお、図 2-2 にはハンチが描かれているが、以降の断面諸元の計算にはハンチ部は無視されており、空洞となっているものとしている。

hm モデルは SBHS500 を用いて試設計を行ったホモジニアス桁であり、hm をもとにして、ウェブ鋼材を SM490Y としたハイブリッド桁を設計した。ハイブリッド桁モデルは、hm と幅厚比パラメーターがほぼ一致するように寸法を変更した hy モデル、および hm と寸法が同じで材質のみを変更した hy-web モデルの 2 種類とした。道示の規定では、ウェブ鋼材の強度が変わると腹板最小厚も変わるため、hy ではより薄肉なウェブ断面へと変更することができ、ウェブ厚 23mm から 20mm へと変更されている。ハイブリッド桁モデルについても圧縮フランジの幅厚比パラメーターは 0.7 程度とし、全体的な断面の大きさは荷重によりフランジに生じる応力度がホモジニアス桁モデルと同等となるように調整している。

表 2-2 に各モデルの正曲げ断面および負曲げ断面のフランジ降伏曲げモーメント

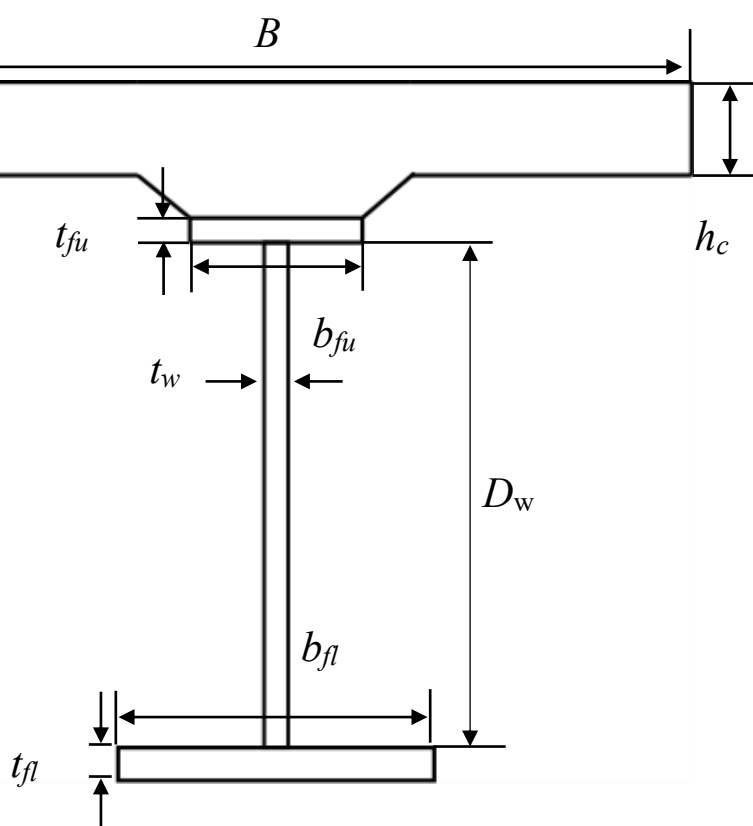


図 2-2 試設計断面概略図

表 2-2 各モデルの降伏曲げモーメントおよび全塑性曲げモーメント

モデル	hm		hy		hy-web	
	正	負	正	負	正	負
下フランジ降伏曲げモーメント $M_{y,f}$ (kN・m)	50,146	-49,506	49,400	-48,453	50,146	-49,506
ウェブ降伏を考慮した下フランジ降伏曲げモーメント $M'_{y,f}$ (kN・m)	-	-	48,152	-48,122	48,745	-49,164
ウェブ降伏曲げモーメント $M_{y,w}$ (kN・m)	-	-	35,610	-35,244	36,139	-36,125
全塑性曲げモーメント $M_p$ (kN・m)	66,043	-56,542	54,175	-51,333	55,285	-51,425
合成前死荷重を考慮した際の下フランジ降伏曲げモーメント $M_{vy,f}$ (kN・m)	44,870	-46,944	43,286	-45,504	43,405	-46,076
合成前死荷重を考慮した際のウェブ降伏曲げモーメント $M_{vy,w}$ (kN・m)	-	-	30,978	-33,071	31,034	-33,493
$M_{vy,w}/M_{vy,f}$	-	-	0.72	0.73	0.71	0.73
$M_p/M_{vy,f}$	1.47	1.20	1.25	1.13	1.27	1.12

( $M_{y,f}$ )、全塑性曲げモーメント ( $M_p$ ) を示した。 $M_{y,f}$ は中立軸から遠い側のフランジ最外縁の降伏曲げモーメントだが、ハイブリッド桁においては、ウェブの降伏を無視した値となっている。そのため、ハイブリッド桁においては、ウェブの先行降伏の影響を考慮したフランジ降伏モーメント ( $M'_{y,f}$ ) も示し、ウェブ降伏曲げモーメント ( $M_{y,w}$ ) についても別途示した。負曲げ断面においては鉄筋の鋼材が SD345 であるため、 $M_{y,f}$ および  $M'_{y,f}$ に達する以前に鉄筋が降伏するが、ここでは鉄筋の降伏は無視した値を示している。全塑性曲げモーメントについては鉄筋の降伏強度を考慮して求めている。

$M_{vy,f}$ および  $M_{vy,w}$ は、活荷重合成桁での載荷状態を考慮して求めた値である。すなわち、まず鋼桁にのみ合成前死荷重を作用させ、次に合成断面および(鋼桁+鉄筋)断面に合成後死荷重および活荷重を作用させるとして計算した値であり、そのため、実際に断面の最外縁が降伏する際に合成断面および(鋼桁+鉄筋)断面に作用している曲げモーメントは、(鋼桁+鉄筋)断面のみに曲げモーメントが作用した時の降伏曲げモーメントよりも小さくなる。鉄筋に SD345 を用いた理由についても同様であり、実際に(鋼桁+鉄筋)断面で最外縁が降伏する際に鉄筋に生ずる応力は小さくなり、降伏していないと判断したためである。断面に作用するモーメントが  $M_{vy,f}$ に達した際の上側鉄筋の応力度を計算すると、hm および hy-web では 275N/mm<sup>2</sup>程度、hy では 260N/mm<sup>2</sup>程度となった。一方、全塑性曲げモーメント時には鉄筋の降伏強度に達しているものと仮定して算出している。

ここで以降の考察のために、ハイブリッド桁を例として、 $M_{vy,f}$ の求め方を示しておく。ホモジニアス桁の場合についての計算は明らかではあるが、ハイブリッド桁との比較例として、正曲げ断面における下フランジ降伏曲げモーメントの求め方を図 2-3 に示してある。図に示すとおり、合成前死荷重により鋼桁に生じる応力度 ( $\sigma_{d1}$ ) と、活荷重によ

り合成断面に生じる応力度 ( $\sigma_{ll}$ ) を合計して降伏強度 ( $\sigma_{yf}$ ) に達する状態を考えたとき、死荷重モーメント ( $M_{dl}$ ) と活荷重モーメント ( $M_{ll}$ ) を合計した値が降伏曲げモーメント ( $M_{vy\_f}$ ) となる。これらを下フランジ外縁の応力度、および曲げモーメントで表わすと以下ようになる。なお、合成前死荷重により生じる応力度は、本研究では、試設計での合成前死荷重モーメントを用いて、解析モデルそれぞれの断面から計算される応力度を用いた。

$$\sigma_{yf} = \sigma_{dl} + \sigma_{ll} \quad (2-1)$$

$$M_{vy\_f} = M_{dl} + M_{ll} \quad (2-2)$$

活荷重による曲げモーメント ( $M_{ll}$ ) は、図 2-3(b)の応力分布から直接曲げモーメントを求められるが、弾性断面係数を用いて式(2-3)のように求めることもできる。

$$M_{ll} = S_{ll} \sigma_{ll} = S_{ll} (\sigma_{yf} - \sigma_{dl}) = M_{y\_f} - S_{ll} \sigma_{dl} \quad (2-3)$$

ここで、 $S_{ll}$ は合成断面の弾性断面係数である。

どちらの方法から求めても  $M_{ll}$ は同じ値になり、式(2-2)に代入することで、表 2-2 に示す  $M_{vy\_f}$ が求められる。

次に、ハイブリッド桁の例として図 2-4 に負曲げ断面での考え方を示しておく。応力度の足し算の考え方や導出式などについては同じであるが、フランジより先にウェブが降伏するため (図 2-4(c))、活荷重モーメントによる応力分布 (図 2-4(b)) も線形ではなくなるのが特徴である。この応力分布から直接求めた  $M_{ll}$ を式(2-2)に代入して得られたハイブリッド桁の  $M_{vy\_f}$ を表 2-2 に示してある。また、同様に得られる、合成前死荷重を考慮したウェブ降伏曲げモーメントを  $M_{vy\_w}$ として表 2-2 に示してある。

ここで、実際の設計の際などには、式(2-3)を用いた方が簡便であるため、式(2-3)を用いる方法についても検討してみる。ハイブリッド桁の式(2-3)中の弾性断面係数 ( $S_{ll\_hybrid}$ ) は、図 2-4(b)における曲げモーメント ( $M_{ll}$ ) を最外縁の応力度 ( $\sigma_{ll}$ ) で除して求められるが、応力度と曲げモーメントは比例関係にあると考え、簡易的にウェブ降伏を考慮したフランジ降伏曲げモーメント ( $M'_{y\_f}$ ) をフランジの降伏強度で除して求めることができると考えた。また、 $M'_{y\_f}$ は、LRFD<sup>2-6)</sup>を参考に、ハイブリッド係数 ( $R_h$ ) を、ウェブ降伏を無視して求めたフランジ降伏曲げモーメント ( $M_{y\_f}$ ) に乗じて求められるとすると式(2-4)が得られる。

$$S_{ll\_hybrid} = \frac{M_{ll}}{\sigma_{ll}} \approx \frac{M'_{y\_f}}{\sigma_{yf}} = \frac{R_h M_{y\_f}}{\sigma_{yf}} \quad (2-4)$$

ここで、式(2-4)の近似が妥当かどうか両者を比較してみる。hy\_web モデルにおいて、 $M_{ll}$ を  $\sigma_{ll}$ で除して求められる  $S_{ll\_hybrid}$ を式(2-5)に、 $R_h M_{y\_f}$ を  $\sigma_{yf}$ で除して求められる  $S_{ll\_hybrid}$ を式(2-6)に示す (単位は  $\text{mm}^3$ )。

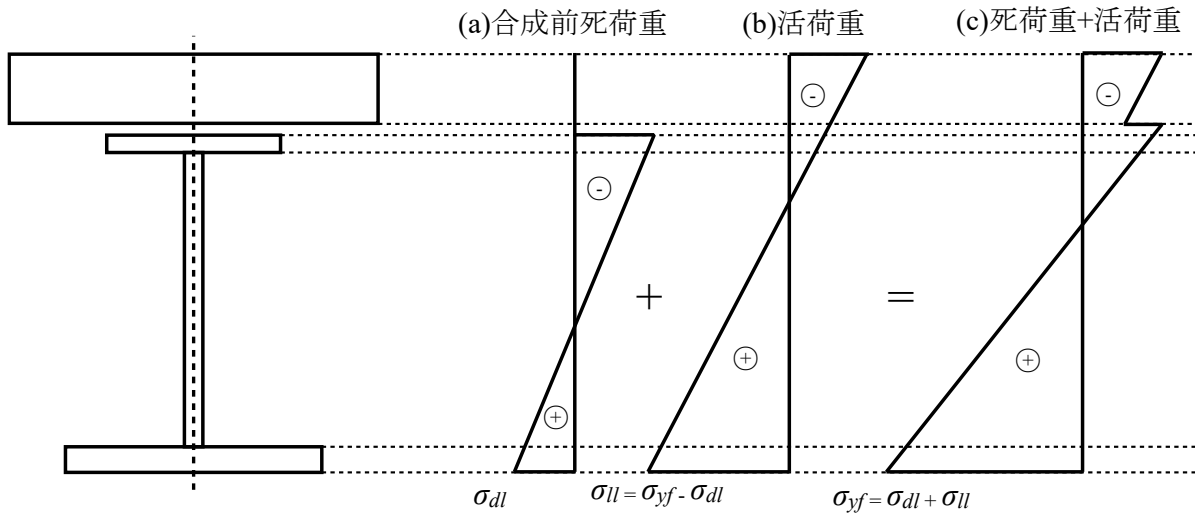


図 2-3 ホモジニアス桁正曲げ断面の下フランジ降伏曲げモーメント

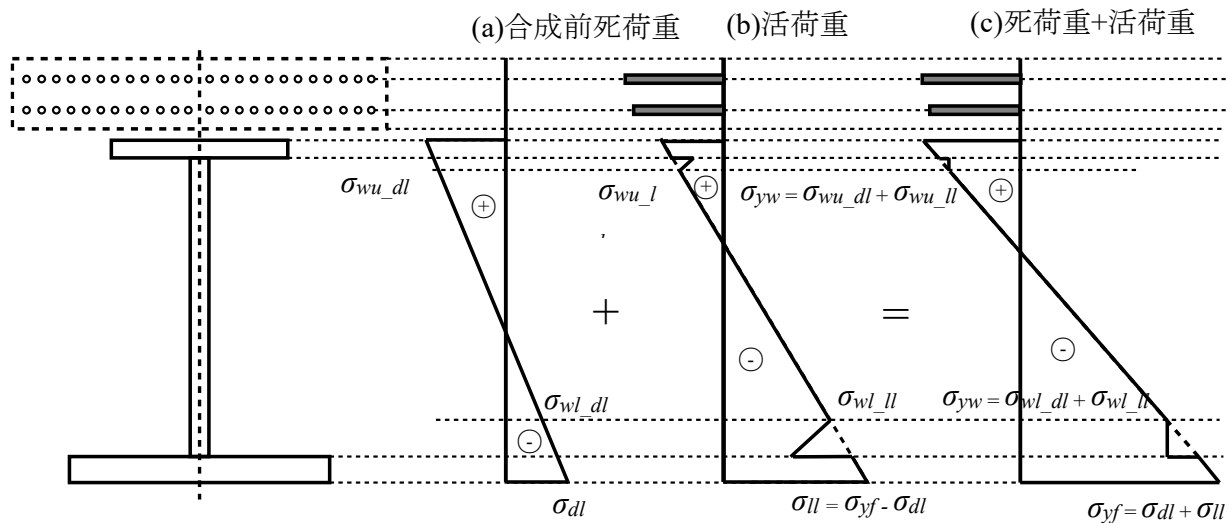


図 2-4 ハイブリッド桁負曲げ断面の下フランジ降伏曲げモーメント

$$\frac{M_{ll}}{\sigma_{ll}} = \frac{-32975 \times 10^6}{-339} = 97 \times 10^6 \quad (2-5)$$

$$\frac{R_h M_{y-f}}{\sigma_{yf}} = \frac{-47866 \times 10^6}{-500} = 96 \times 10^6 \quad (2-6)$$

計算結果がほぼ一致することから、 $R_h$ を用いた仮定は妥当であると言える。

### 2.2.2 解析モデル概要

前節で決定した断面を、鋼桁はシェル要素を、コンクリートはソリッド要素を、軸方向鉄筋は中実断面梁要素を用いてモデル化した。鉄筋コンクリート床版は有効幅のみを

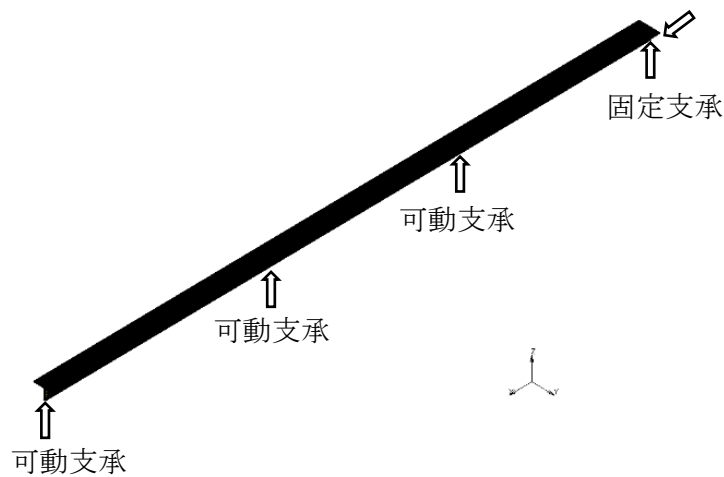


図 2-5 解析モデル全体図

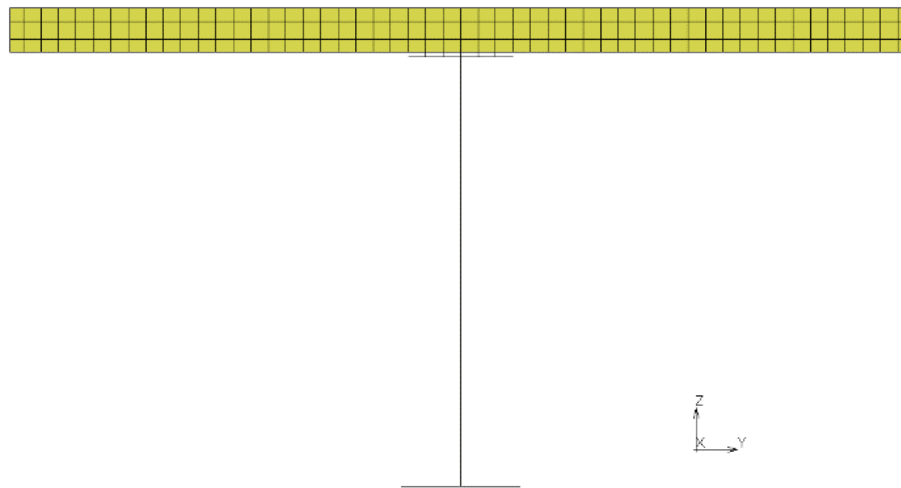


図 2-6 解析モデル断面図

モデル化し、軸方向鉄筋は負曲げ域でのみモデル化した。軸方向鉄筋の梁要素は、コンクリートのソリッド要素と節点を共有させてモデル化し、鉄筋断面積分のコンクリートの断面欠損は無視している。図 2-5 に解析モデルの全体図を、図 2-6 に断面図を示す。

前述のとおり、ハンチ部は解析では再現せず、ハンチ高さの分だけ上フランジと鉄筋コンクリート床版を離れた状態でモデル化した。鉄筋コンクリート床版と上フランジは剛体梁要素により結合し、完全合成状態を再現した。図 2-7 には結合部の拡大図を示している。

実際の設計では、中間支点上断面のコンクリート床版は、温度差により生じる応力度などにより活荷重載荷前にひび割れている可能性もあるため、負曲げモーメントには抵抗しないと考えられている。そのため、中間支点付近のコンクリート床版をモデル化しない、ということも考えられたが、鉄筋のみをモデル化すると鉄筋の位置を保持することが難しいと考え、本研究では中間支点付近のコンクリート床版もモデル化することと

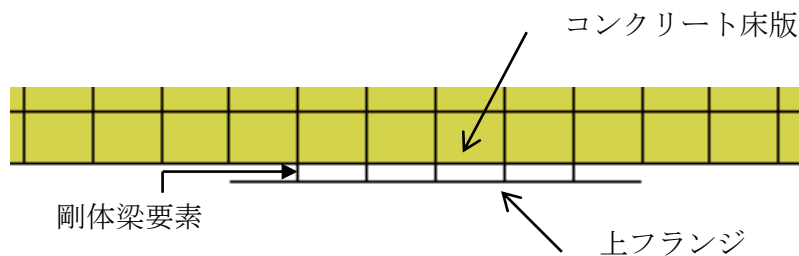


図 2-7 解析モデル断面拡大図（ウェブ省略）

した。なお、負曲げ断面の耐荷力評価についてはコンクリート床版を有する供試体を用いた載荷試験においても、その終局強度評価にはほとんど影響はないとされており<sup>2-7)</sup>、コンクリート床版のひび割れを考慮した本解析においてもコンクリート床版をモデル化しても強度評価に影響は無いものと判断した。

すべてのモデルでウェブは高さ方向に13分割、上下フランジは幅方向に6分割した。橋軸方向には全モデルで、 $P_1$  荷重を載荷する第一径間は要素長さ 125mm、負曲げ域は要素長さ 200mm とし、残りの第二径間と第三径間は要素長さ 250mm とした。

鋼桁の初期不整については、降伏強度まで局部座屈などが生じないとして考慮していない。

### 2.2.3 材料特性

鋼材については、SBHS500 は降伏強度  $500\text{N/mm}^2$ 、SM490Y は降伏強度  $355\text{N/mm}^2$  とした。降伏条件としては von Mises の降伏条件を用いた。垂直補剛材は桁の形状を保持するためのものと考え、降伏強度は設定していない。鋼桁に用いた鋼材はヤング係数  $E=200,000\text{N/mm}^2$  とした。コンクリート床版については、圧縮設計基準強度を  $40\text{N/mm}^2$  とし、応力-ひずみ関係はコンクリート標準示方書<sup>2-8)</sup>を参考に設定した。引張側に関しては、MARC で使用できるダメージ効果を使用しひび割れ挙動を再現した。引張強度は  $2\text{N/mm}^2$  とし、臨界応力、軟化係数、圧壊ひずみに関しては、それぞれ  $2\text{N/mm}^2$ 、 $5,000\text{N/mm}^2$ 、 $3,000 \times 10^{-6}$  とした。軸方向鉄筋は、前述のとおり SD345 を用い、降伏強度  $345\text{N/mm}^2$ 、ヤング係数  $E=200,000\text{N/mm}^2$  とした。

### 2.2.4 境界条件および荷重条件

境界条件は図 2-5 に示すとおり、1 点が固定支承、残りの 3 点が可動支承である。固定支承では鉛直方向、橋軸方向、および橋軸直角方向の変位を拘束し、可動支承では鉛直方向および橋軸直角方向変位を拘束した。また、対傾構間隔にしたがって、ウェブ上端と下端に橋軸直角方向変位の拘束を与えた。

荷重は合成前死荷重と活荷重のみを再現し、合成後死荷重は本解析では省略している。合成前死荷重は鋼重と鉄筋コンクリート床版重量であり、活荷重は B 活荷重である。試

設計の荷重強度から、主桁 1 本に作用する単位長さあたりの荷重を求め（鉄筋コンクリート死荷重=37.9kN/m, 鋼重=10.3kN/m,  $P_1$  荷重=59.5kN/m,  $P_2$  荷重=20.8kN/m), ウェブ直上に鉛直下向きに載荷した。合成前死荷重については、道示を参考に 1.05 の係数を乗じた値を使用した。

合成前死荷重による応力状態は、鋼桁のみのモデルに合成前死荷重を載荷した状態の応力分布を保存, 合成断面に活荷重を載荷する際に鋼桁の初期応力として入力することで再現した。 $P_1$  荷重および  $P_2$  荷重の載荷位置については、影響線を考慮し、第一径間の支間中のいずれかの位置に生じる正曲げモーメントが最大となる載荷位置（図 2-8 に示す正曲げ最大載荷時）と、中間支点部における負曲げモーメントが最大となる載荷位置（図 2-9 に示す負曲げ最大載荷時）の 2 ケースを検討した。次章での考察に示すとおり、各モデルともフランジ降伏曲げモーメント付近まで載荷したかったため、活荷重の 5 倍の値まで載荷した。活荷重のみを増加させたため、荷重の大きさは活荷重に対する比率、活荷重倍率  $\alpha$  として表現することにする。

## 2.3 解析結果および考察

### 2.3.1 解析結果参照位置と曲げモーメントの計算

本章において解析結果を示すにあたり、結果を参照している断面を 2.2.4 で述べた図 2-8, 2-9 に示してある。正曲げ最大載荷時の  $P_1$  荷重載荷長中央を  $P_{pos}$ , 負曲げが最大となる中間支点を  $N_{1_pos}$ , もうひとつの中間支点部を  $N_{2_pos}$ , 負曲げ最大載荷時の  $P_1$  荷重載荷長中央を  $P_{neg}$ , 負曲げが最大となる中間支点を  $N_{1_neg}$ , もうひとつの中間支点部を  $N_{2_neg}$  とした。それぞれの断面について算出された応力度を用いて曲げモーメントを計

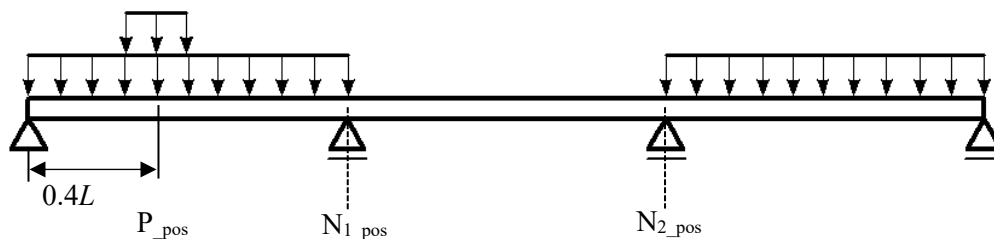


図 2-8 正曲げ最大載荷位置

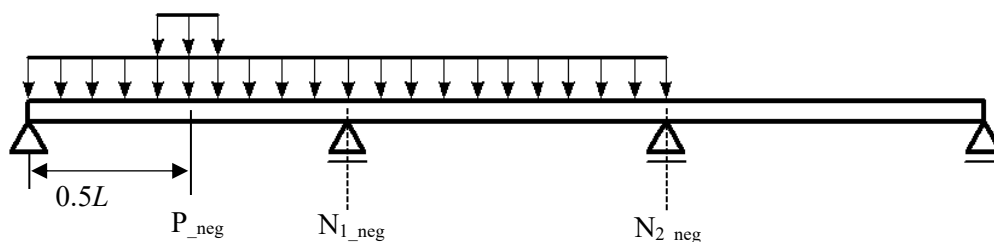


図 2-9 負曲げ最大載荷位置

算し、得られたたわみの値などもあわせて比較することでホモジニアス桁とハイブリッド桁の挙動の違いについて考察する。断面に作用している曲げモーメントは、解析で得られた各要素の断面に生じる垂直応力に要素の断面積を乗じ、さらに合成断面の図心の位置からの距離を乗じた値を積分して求めた。

### 2.3.2 正曲げ最大位置におけるたわみの比較

図 2-10 に正曲げ最大載荷時の正曲げ最大位置 ( $P_{pos}$ ) の、図 2-11 に負曲げ最大載荷時の正曲げ位置 ( $P_{neg}$ ) における曲げモーメントとたわみの関係を示してある。縦軸が正曲げ断面の曲げモーメントを表 2-2 に示す下フランジ降伏曲げモーメント  $M_{vyf}$  で無次元化した値であり、横軸がたわみである。合成前死荷重による曲げモーメントを載荷した状態から活荷重を載荷しているため、曲げモーメントの初期値はゼロではなく、合成前死荷重による曲げモーメントの値となっており、活荷重倍率  $\alpha=5.0$  倍まで載荷した点まで示してある。図 2-12 は、図 2-10 の  $M/M_{vyf}$  が 1.0 付近の拡大図である。図中には、参考のため各断面の  $M_p$  も記載している。

表 2-1 より、3つの解析モデルの断面二次モーメントはほぼ同じであるため、弾性時のたわみも3つのモデルでほぼ同じとなると推測されたが、図 2-10 によりこの点が確認できる。

図 2-11 の拡大図を見ると、ハイブリッド桁においては、フランジが降伏する縦軸 1.0 あたりから非弾性挙動を示していることが分かるが、ホモジニアス桁との差は僅かである。このように、ハイブリッド桁においても下フランジが降伏するまではほぼ弾性的な挙動を示し、ホモジニアス桁と同等の挙動を示すことが確認できた。そのため、ハイブリッド桁においても、ウェブ降伏を考慮したフランジ降伏曲げモーメント（すなわちフランジの応力度）を基準として、ホモジニアス桁と同様に設計できるものと考えられる。

3つのモデルとも、フランジが降伏した後に非線形挙動が現れるが、ハイブリッド桁モデルのほうがウェブ降伏の影響があるため、より顕著に非線形挙動が表れている。この違いは曲げ剛性の変化にも起因していると考えられるため、解析モデルの正曲げ断面における曲げモーメントー曲率関係 ( $M-\phi$  曲線) を図 2-13 のように計算し、表 2-3 に曲げ剛性の値を整理、比較した。

$M-\phi$  曲線は、平面保持の仮定が成り立つとし、応力ひずみ曲線としては弾性ー完全塑性を仮定して算出した。まず、曲率を設定して断面内のひずみ分布、応力分布を計算、つり合いより中立軸位置を求めて曲げモーメントを算出、これを繰り返して  $M-\phi$  曲線を求めた。表 2-3 には、(A)弾性時、(B)ウェブ降伏時、および(C)下フランジ降伏時の曲げ剛性を示し、それぞれ弾性時の曲げ剛性との比も示してある。曲げ剛性は、各曲げモーメント値に達した点の次の点から、その次の点への傾きを用いている。

hy および hy-web モデルでは、ウェブのみが降伏している状態では弾性時の 9 割ほどの曲げ剛性を有しているが、下フランジが降伏すると、曲げ剛性が弾性時の 3 割以下と



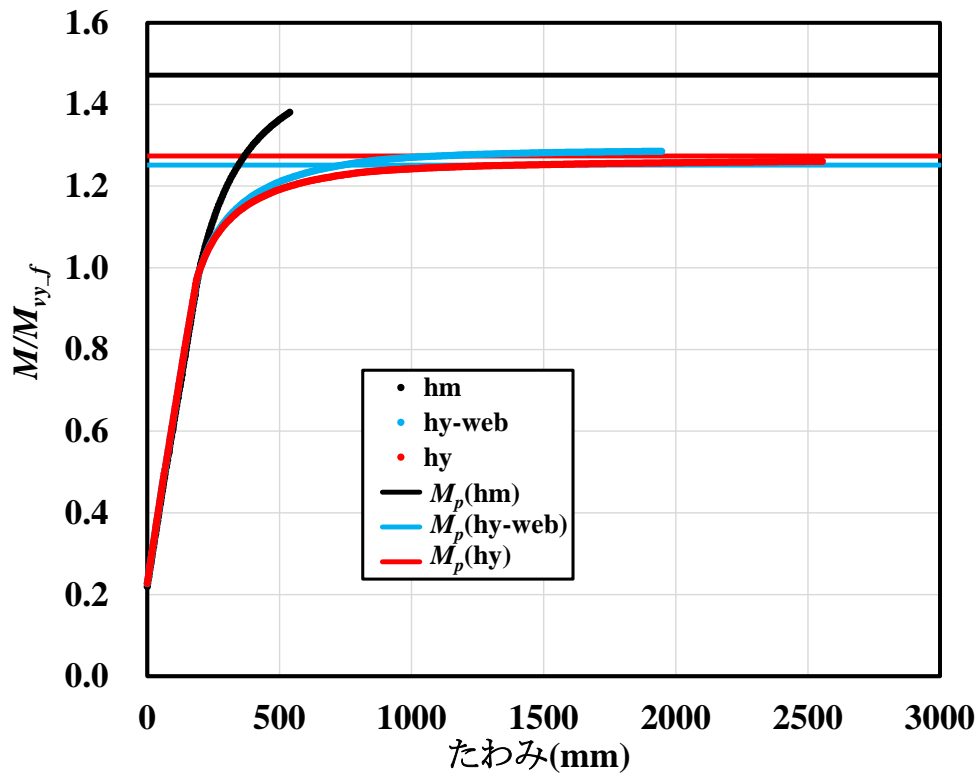


図 2-10  $P_{pos}$  でのたわみ比較

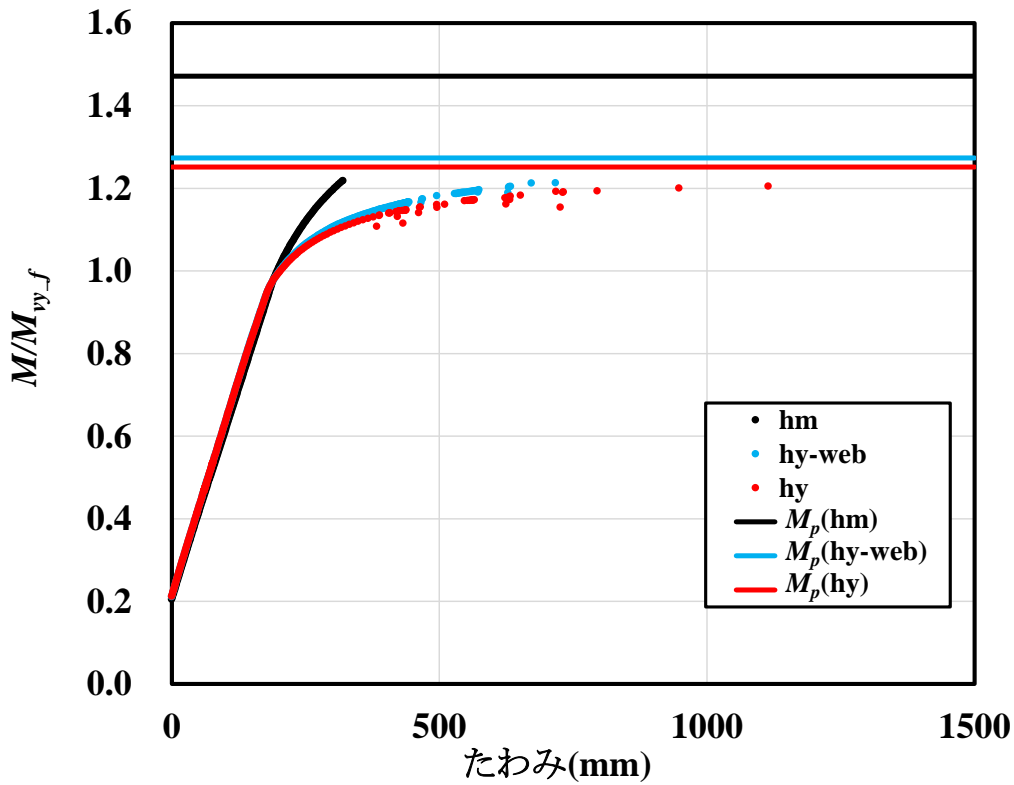


図 2-11  $P_{neg}$  でのたわみ比較

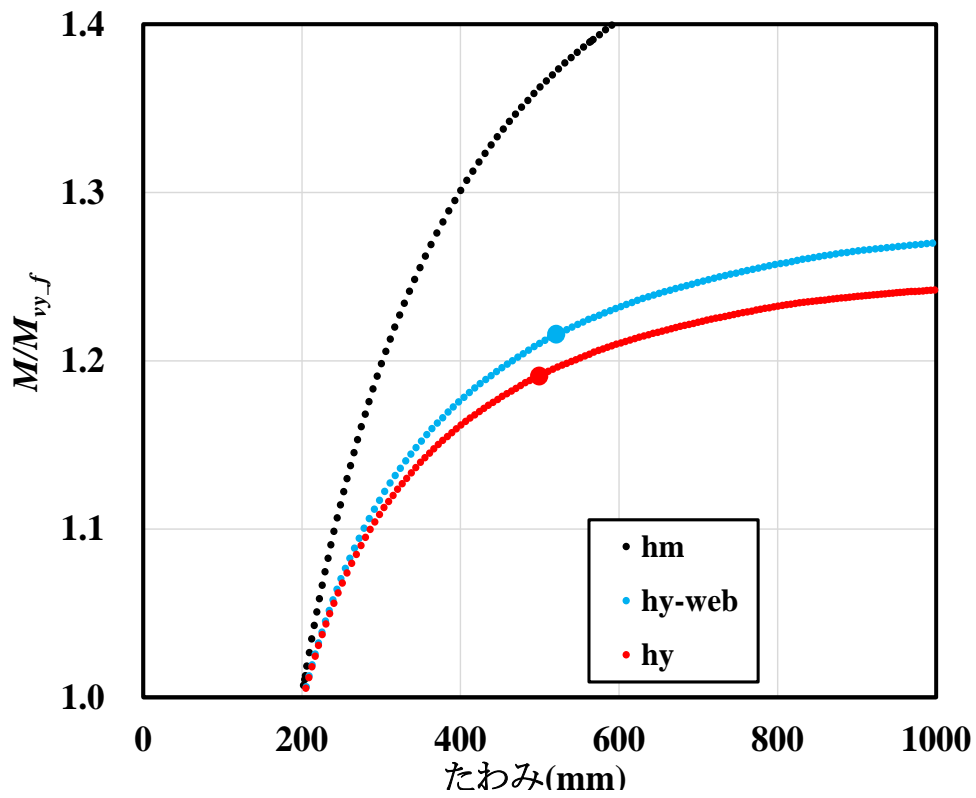


図 2-12  $P_{pos}$  でのたわみ比較 (拡大図)

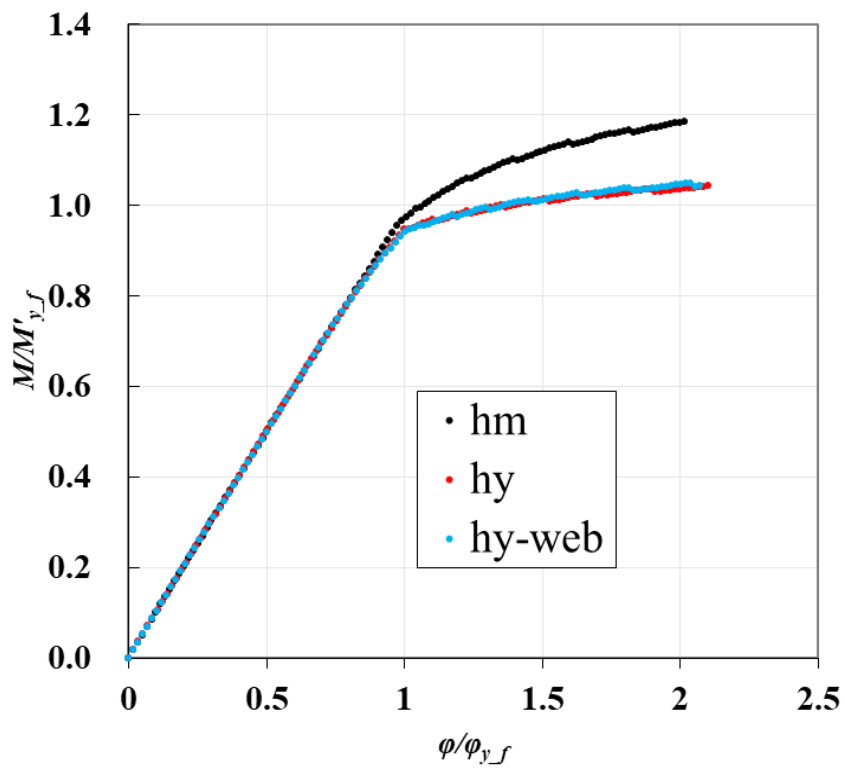


図 2-13 各モデル正曲げ断面の  $M-\phi$  曲線

表 2-3 各モデルの曲げ剛性

	hm	hy	hy-web
(A) 弾性	$4.25 \times 10^{16}$	$4.26 \times 10^{16}$	$4.25 \times 10^{16}$
(B) $M_{y_w}$	—	$3.93 \times 10^{16}$	$3.95 \times 10^{16}$
(B)/(A)	—	0.92	0.93
(C) $M_{y_f}$ ( $M'_{y_f}$ )	$2.08 \times 10^{16}$	$1.09 \times 10^{16}$	$1.18 \times 10^{16}$
(C)/(A)	0.49	0.26	0.28

単位  $N \cdot mm^2$

大きく低下することがわかる。今回対象とした試設計のように、降伏強度を基準として設計する場合は曲げ剛性の低下の影響は少ないが、フランジ降伏後の強度まで考慮するような設計の場合には、たわみが非常に大きくなる可能性があり、そのような状態でも荷重を支持できているとみなして良いのか、についても疑問があるため、部材強度としての照査とともに、たわみ増加についての検証も必要であると思われる。

### 2.3.3 主要断面での曲げモーメントの変化

ここまで、正曲げ位置におけるたわみ挙動について、おもに正曲げ位置における断面性状から考察したが、検討対象は連続桁であるため、正曲げ位置におけるたわみ挙動は、中間支点上断面の非線形挙動の影響も受ける。そのため、ここでは、正曲げ断面だけでなく中間支点上断面における曲げモーメントの変化についても考察する。

図 2-14~2-19 に各モデルにおける、正曲げ最大載荷時および負曲げ最大載荷時の各断面の曲げモーメントの変化を示す。図の縦軸は活荷重倍率であり、横軸は断面の曲げモーメントを  $M_{y_f}$  で無次元化した値である。また、図には、各モデルの正曲げ断面の  $M_p$  を示し、ハイブリッド桁の図にはウェブ降伏曲げモーメント  $M_{y_w}$  の値も示した。

すべてのモデルについて言えることは、正曲げ最大、負曲げ最大いずれの荷重載荷条件においても、正曲げモーメントが負曲げモーメントを無次元化値で上回る結果となり、正曲げ断面が負曲げ断面より先に降伏曲げモーメントに達しているということである。設計時には影響線を用いて載荷位置が決められ、負曲げ最大載荷時には負曲げ断面のみが照査されるため、正曲げモーメントは考慮されないが、活荷重を増加させた場合には、正曲げ断面の挙動も連続桁としての挙動に影響を与えることになる。

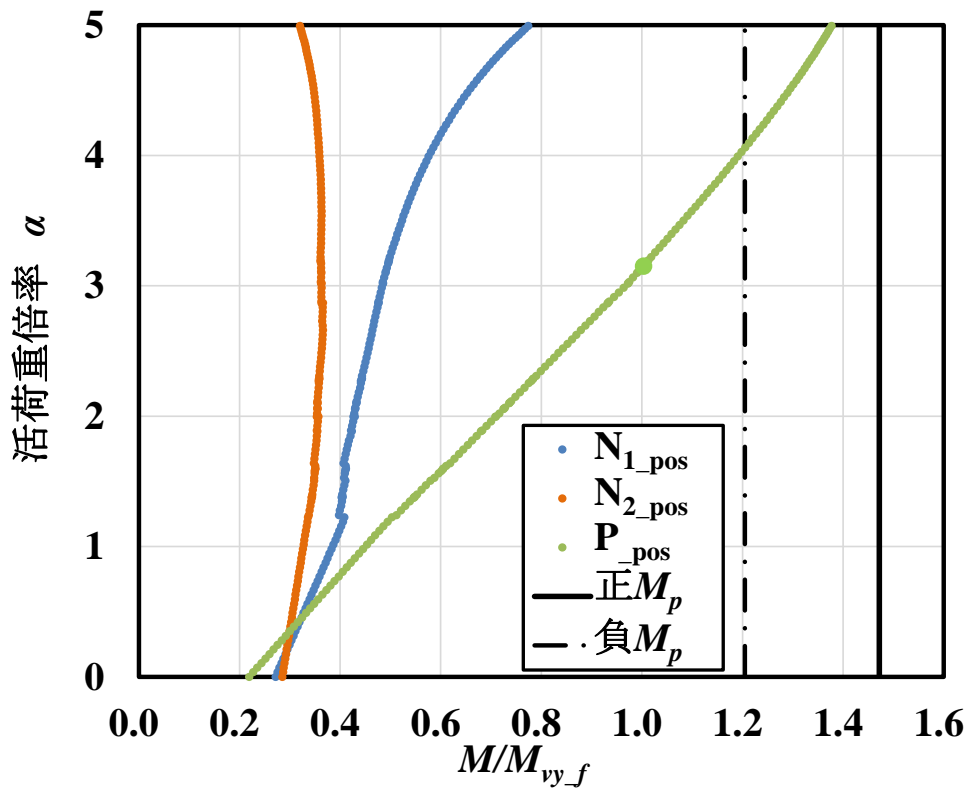


図 2-14 hm の正曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

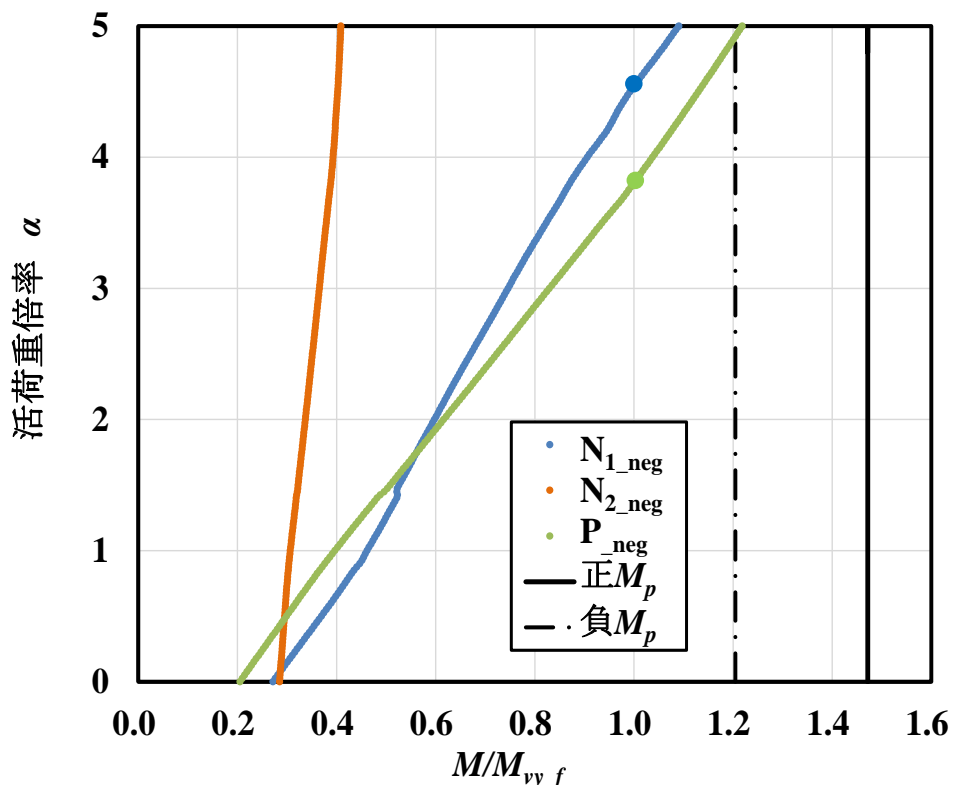


図 2-15 hm の負曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

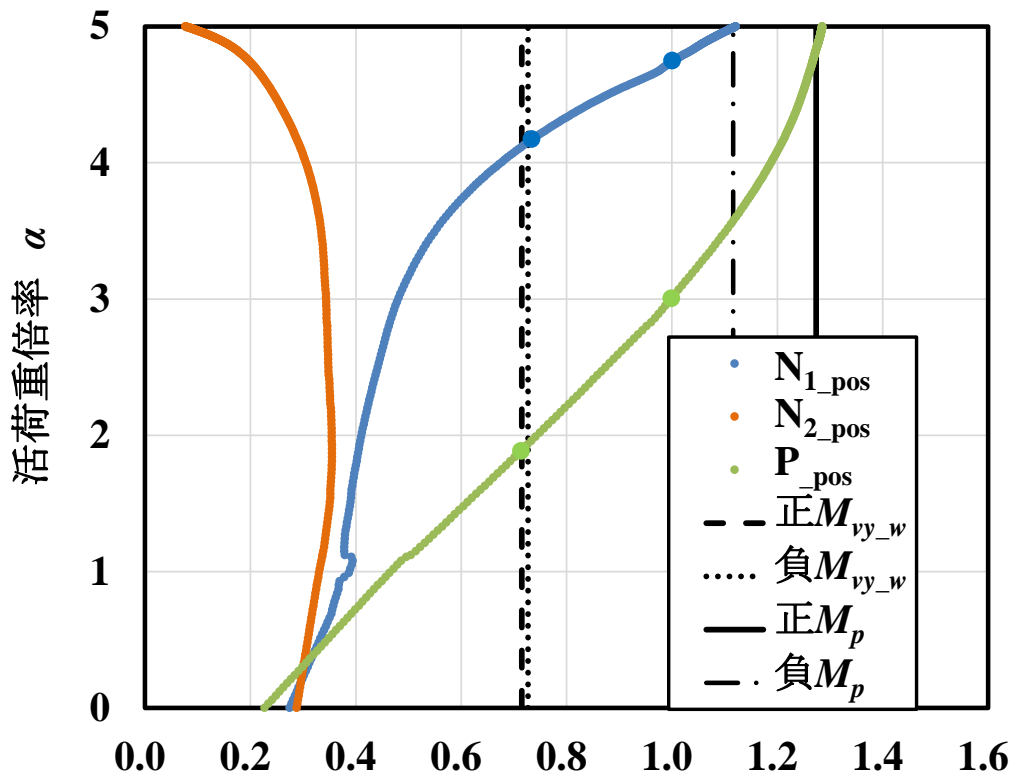


図 2-16 hy-web の正曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

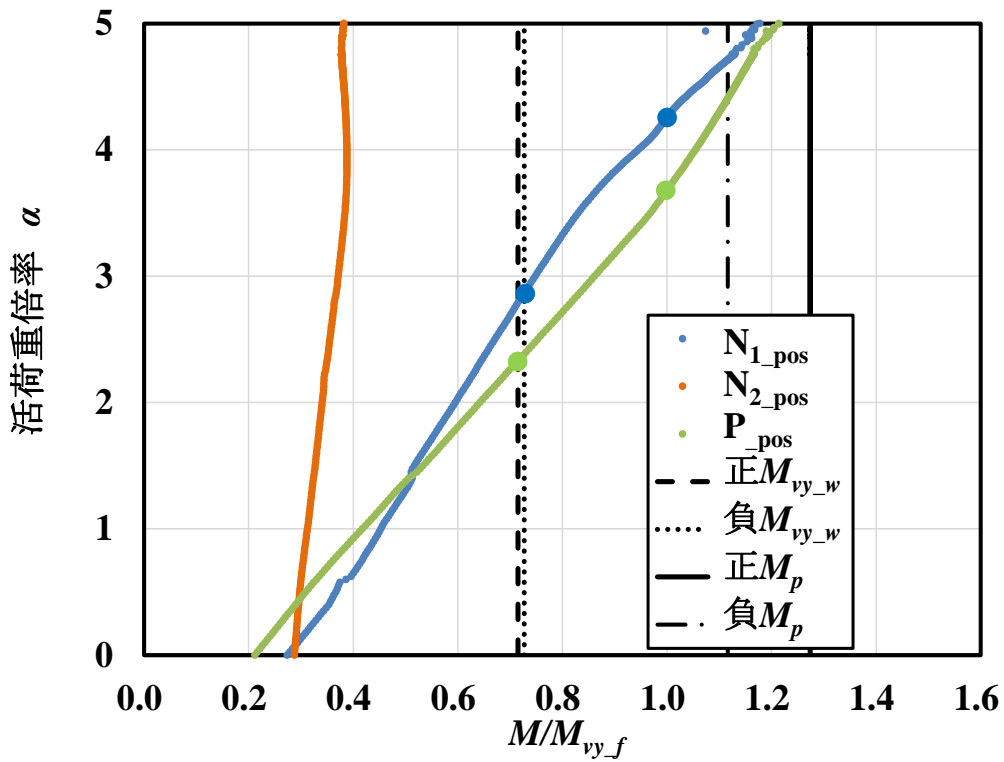


図 2-17 hy-web の負曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

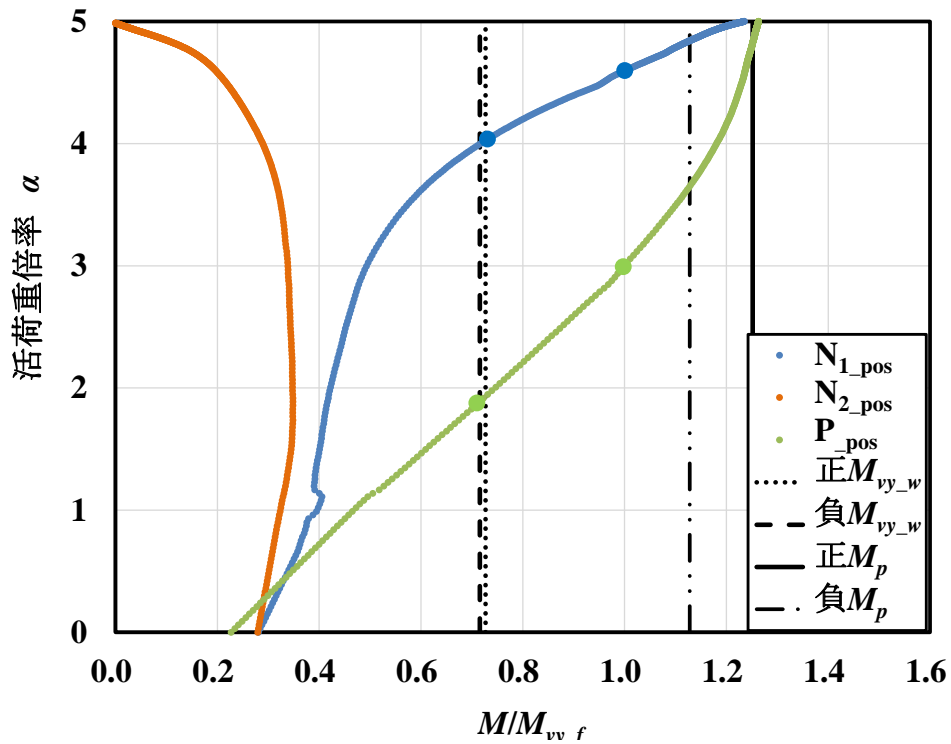


図 2-18 hy の正曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

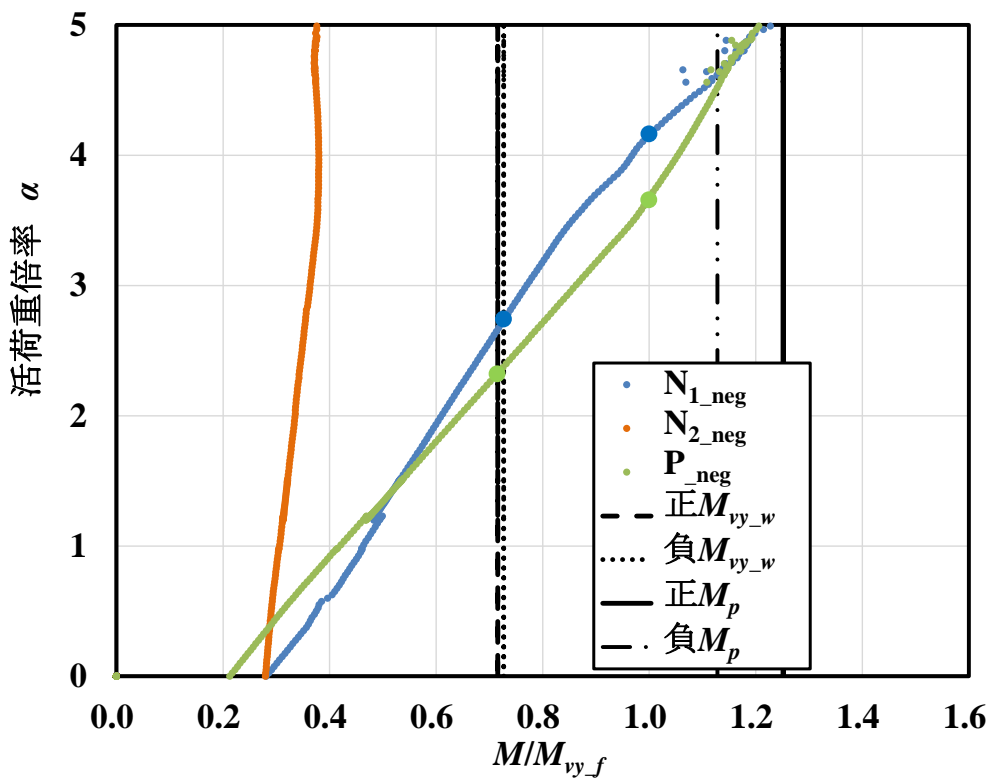


図 2-19 hy の正曲げ最大載荷時の活荷重-曲げモーメント関係

いずれの図においても活荷重倍率 1.0 前後で、負曲げ断面の曲げモーメント ( $N_{1\_pos}$  および  $N_{1\_neg}$ ) のグラフの傾きが変化していることが分かる。これは、コンクリート床版がひび割れたことを示している。ひび割れ後の載荷荷重に対しては、モーメント分布が変化し、負曲げモーメントが低下、正曲げモーメントが増加する(モーメントの再分配)。

著者らは過去に、中間支点上断面で、コンクリート床版を含むとした場合と無視した場合での曲げモーメントについて、すなわち床版のひび割れによるモーメント再分配の影響について検討を行い、正曲げ断面と中間支点上断面の断面二次モーメントについて、複数の組み合わせで理論計算を行い、結果から以下の式(2-7)を用いてその影響を簡易的に計算できることを示した<sup>2-9)</sup>。

$$\frac{M_B'}{M_B} = 0.4 \frac{I_n'}{I_n} + 0.6 \quad (2-7)$$

ここで  $M_B$  は床版を含むとして計算した中間支点上断面の曲げモーメント、 $M_B'$  は床版を無視して計算した中間支点上断面の曲げモーメント、 $I_n$  は床版を含む中間支点上断面の曲げ剛性、 $I_n'$  は床版を無視した中間支点上断面(鉄筋+鋼桁断面)の曲げ剛性である。表 2-1 に示す値から、式 (2-7) を用いて hm と hy での割合を計算すると、hm では 17.8% 程度、hy では 17.2% 程度となりほぼ同じ値である。このことから、今回の検討対象においては、ホモジニアス桁とハイブリッド桁におけるコンクリート床版のひび割れ挙動の影響に違いは無いと考えられる。

各断面の曲げモーメントの変化について考察する前に、以降の議論のため、各モデル、各断面の曲げモーメントが  $M_{vy\_w}$  および  $M_{vy\_f}$  に到達する時の活荷重倍率をグラフから読みとり整理したものを表 2-4 に示す。またそれぞれに到達した点をグラフ中に●で示した。正曲げ最大載荷時と負曲げ最大載荷時両方のケースを上側 2 行と下側 2 行とに分けて記載している。該当しない項目には「—」を、その曲げモーメントに達しなかった欄には「未」と記載している。

次に、活荷重倍率と設計時の荷重との関連を整理しておく。試設計で用いた活荷重係数は 1.25 であるため、活荷重倍率 1.25 が設計時の活荷重の大きさとなる。局部座屈や

表 2-4 降伏曲げモーメントに達したときの活荷重倍率

	hm		hy		hy-web	
	$P_{\_pos}$	$N_{1\_pos}$	$P_{\_pos}$	$N_{1\_pos}$	$P_{\_pos}$	$N_{1\_pos}$
正						
$M_{vy\_w}$	—	—	1.9	4.0	1.9	4.2
$M_{vy\_f}$	3.2	未	3.0	4.6	3.0	4.7
負						
$M_{vy\_w}$	—	—	2.3	2.7	2.3	2.9
$M_{vy\_f}$	3.8	4.5	3.7	4.1	3.7	4.2

横ねじれ座屈による強度の特性値の低減がないとすると、 $368\text{N/mm}^2$  が強度の特性値となり、降伏強度の 73%程度 の値となる。

一方、試設計によると、正曲げ断面の設計照査において、活荷重倍率 1.25 の時の活荷重により生じる応力度は強度の特性値の 40%程度であったため、さらに  $27/40 \times 1.25 = 0.84$  倍の活荷重を載荷すると降伏曲げモーメントに達することになる。厳密には合成前死荷重により生じる応力度が照査時の値と多少異なり、また合成後死荷重などを含んでいないために概算になるが、 $1.25 + 0.84 = 2.1$  程度の活荷重倍率で降伏曲げモーメントに達すると予測されるが、表 2-4 より、hm モデルにおいて、正曲げ最大載荷時に正曲げ断面が降伏曲げモーメント  $M_{y,f}$  に達するのは活荷重倍率 3.2 程度の時であり、かなり余裕のある断面となっている。

負曲げ断面においても同様に降伏曲げモーメント  $M_{y,f}$  に達する時の活荷重倍率を計算すると 2.8 と求められた。表 2-4 より、負曲げ断面は活荷重倍率 4.5 程度でフランジ降伏曲げモーメントに達しており、正曲げ断面以上に余裕のある断面となっていることがわかる。ただし、表 2-4、および前述のとおり、正曲げモーメントが先に降伏曲げモーメントに達しているため、設計荷重との比較は難しいと思われる。

以上のように、設計荷重を大きく超える荷重において、いずれの解析モデル・載荷パターンにおいても正曲げモーメント断面が先に降伏曲げモーメントに達しており、図 2-10、2-11 にて確認できた  $M/M_{y,f} = 1.0$  を超えた直後の非線形性はおもに正曲げ断面の非線形挙動が原因であることが確認できた。また、この点もホモジニアス桁とハイブリッド桁で  $M/M_{y,f} = 1.0$  までのたわみ挙動に差がなかった理由と考えられ、正曲げ断面が先に降伏曲げモーメントに達するような断面構成の場合には本研究と同様な考察が成り立つものと考ええる。

正曲げ断面において  $M/M_{y,f} = 1.0$  を超えた後の挙動について図 2-14、2-16、2-18 および表 2-4 を見ると、ハイブリッド桁においては、[1]負曲げ断面 ( $N_{l, \text{pos}}$  および  $N_{l, \text{neg}}$ ) の曲げモーメントが増加し、[2]負曲げ断面の曲げモーメントが  $M_{y,w}$  に達したあたりで、正曲げ断面 ( $P_{\text{pos}}$  および  $P_{\text{neg}}$ ) と負曲げ断面両方において曲げモーメントの増分が変化する (増分が小さくなる) 傾向にある。

[1]については、正曲げ断面が  $M_{y,f}$  に達することにより剛性が低下し曲げモーメント分布が変化した、すなわちモーメントの再分配が生じた、ことを示している。表 2-3 より、 $M_{y,f}$  直後の曲げ剛性は、僅かではあるが hy モデルのほうが小さく、この曲げモーメント分布の変化が図 2-10~2-12 における  $M/M_{y,f} = 1.0$  を超えた直後のたわみ増加の原因であると考えられる。

さらに、負曲げ断面が  $M_{y,w}$  に達した時 (前述の[2]) の正曲げ断面の曲げモーメント値を読み取ると、hy モデルで 1.19、hy-web モデルで 1.21 となり、僅かではあるが hy\_web モデルのほうが大きい結果となった。これらの点を図 2-12 に●で示してある。このウェブ降伏曲げモーメントに達する活荷重倍率が異なるため、活荷重倍率 5.0 において hy



モデルと hy-web モデルのたわみに差が生じたものとする。以上、正曲げ断面よりも負曲げ断面が  $M_{vy_w}$  に達するタイミングで挙動が大きく変わることが確認できた。

最後に、断面に生じている応力度について確認しておく。図 2-20～2-25 に、各モデルの、正曲げ最大載荷時の正曲げ ( $P_{pos}$ ) 断面および負曲げ ( $N_{1_{pos}}$ ) 断面における応力度および曲げモーメントと活荷重倍率の関係を表したグラフを示す。左縦軸が曲げモーメントの無次元化値、右縦軸が断面内の応力度であり、横軸が活荷重倍率を示している。また、全塑性曲げモーメントとウェブ降伏曲げモーメントの値も示してある。

これまで議論したとおり、いずれのモデルにおいても正曲げ断面の方が先に降伏応力に達していることがわかる。hy および hy-web の負曲げ断面においては、曲げモーメントが  $M_{vy_w}$  に達する少し前にウェブ上端およびウェブ下端の応力変化がなだらかになり、降伏しているように見える。これは支点上の応力集中が原因であると考えられるが、局部的に降伏をしているだけなので、全体の挙動に与える影響はないものと考えられる。また、正曲げ断面を見ると、ウェブ上端および上フランジの応力変化の傾向が増加から減少へと転向しているが、これは断面の塑性化に伴う中立軸位置の変化によるものであると考えられる。ウェブ下端および下フランジの応力状態からも、ハイブリッド桁では断面の塑性化がかなり進行しているものと考えられる。

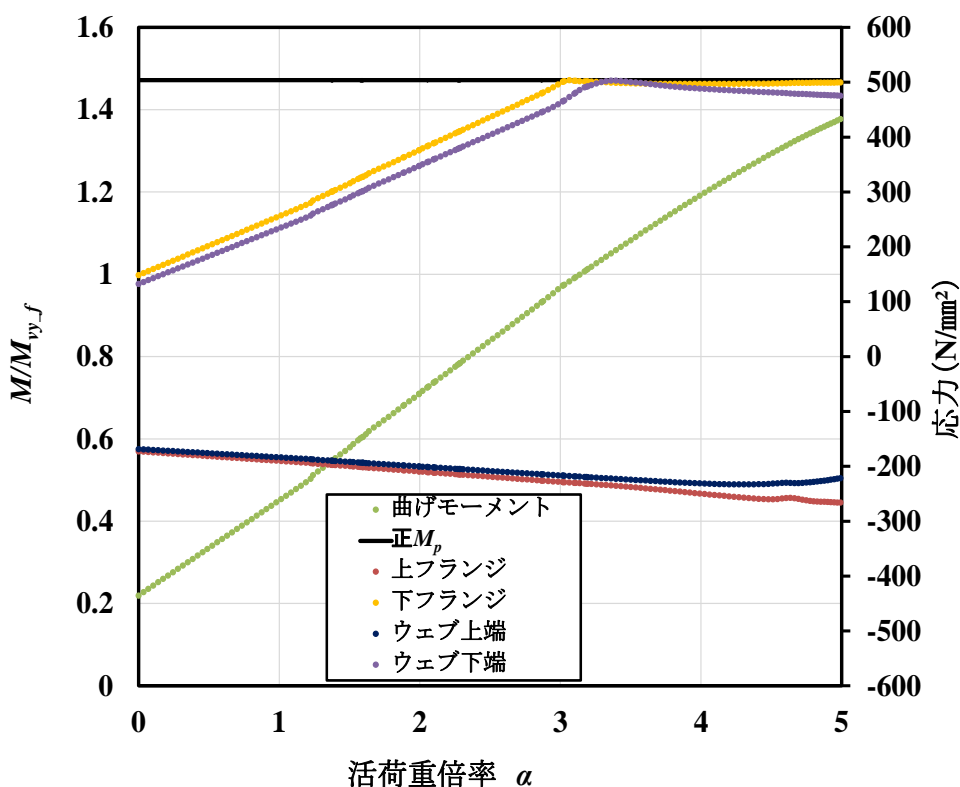


図 2-20 hm,  $P_{pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

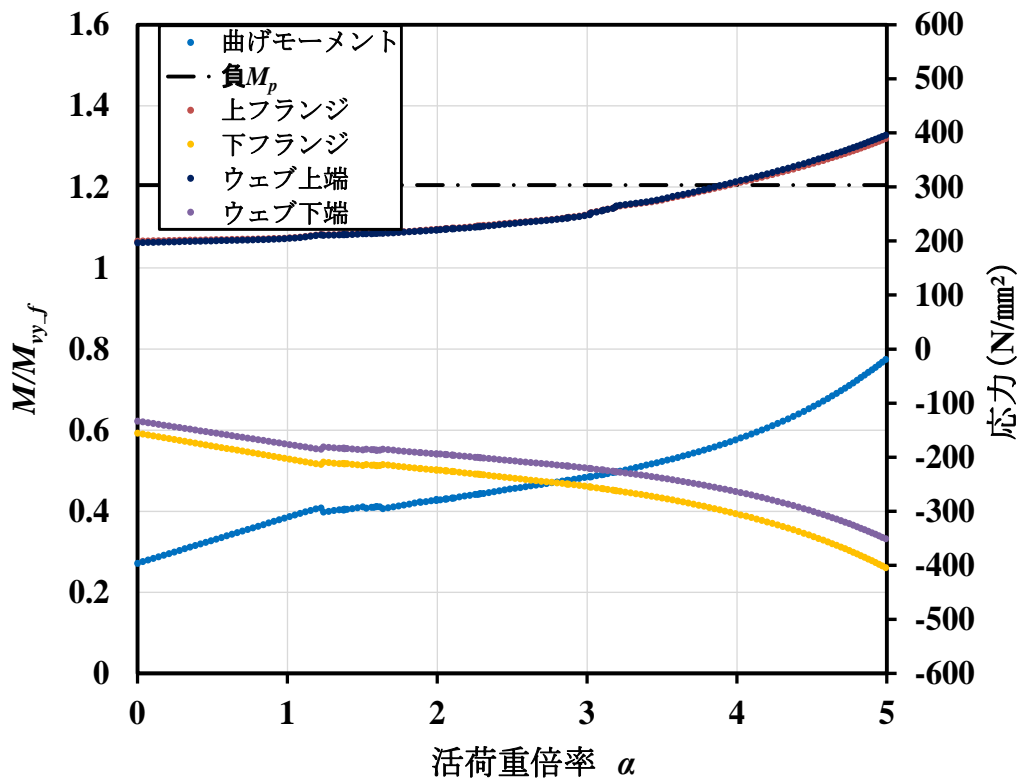


図 2-21 hm,  $N_{1\_pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

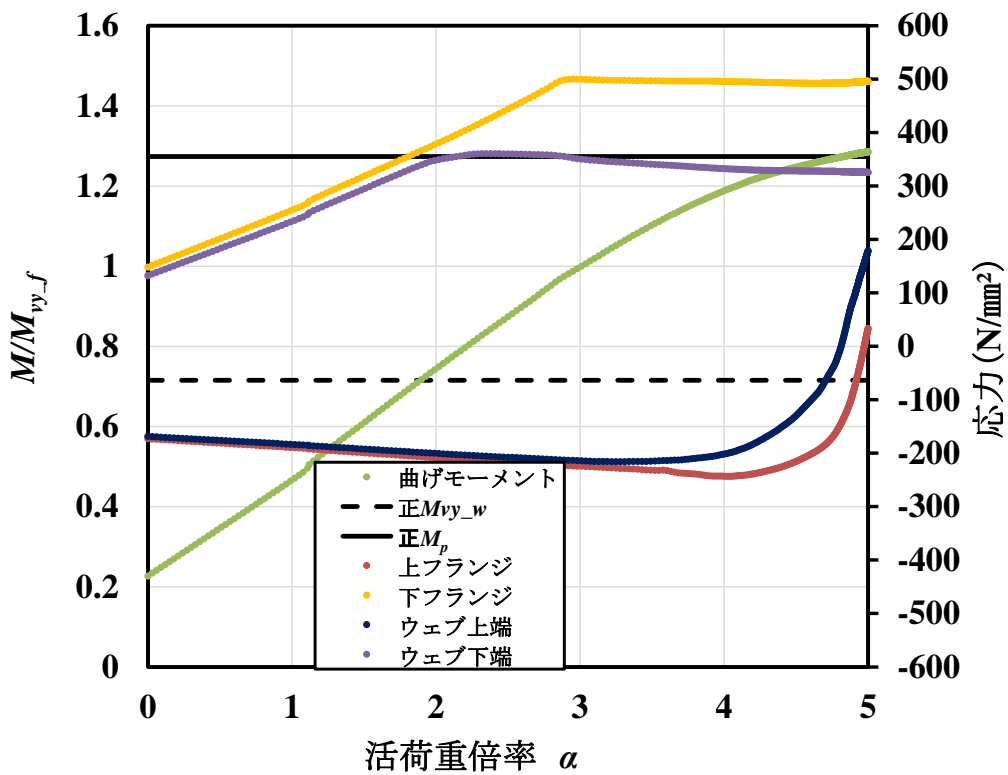


図 2-22 hy-web,  $P_{pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

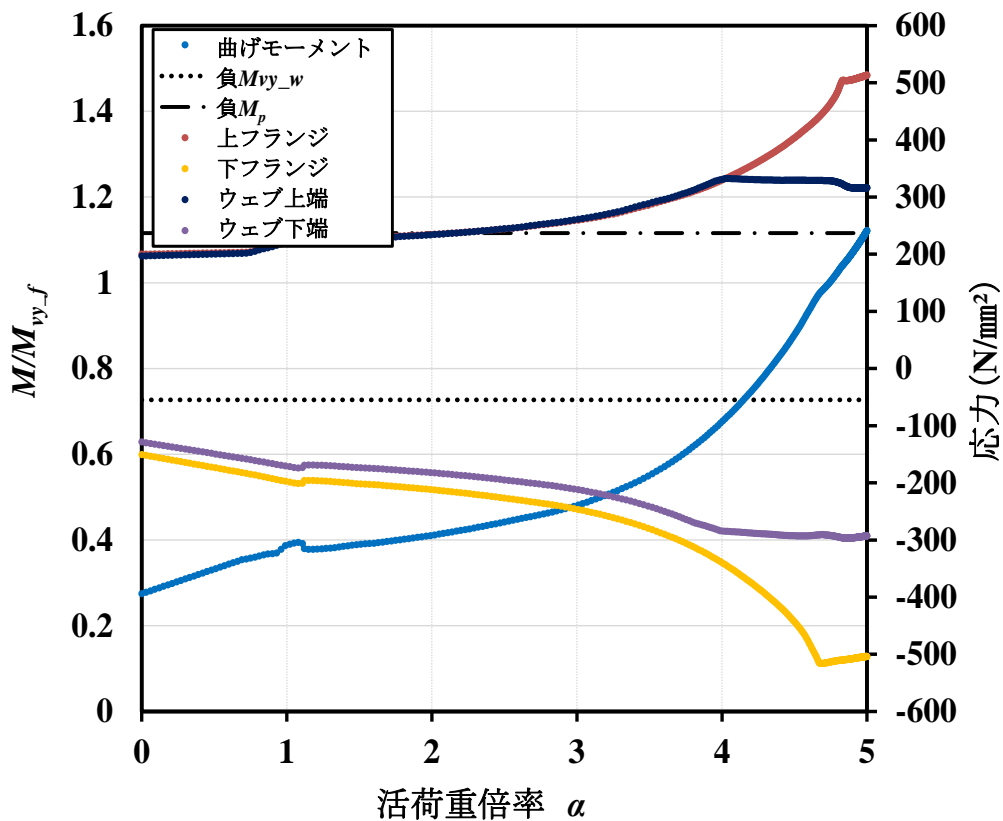


図 2-23 hy-web,  $N_{1\_pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

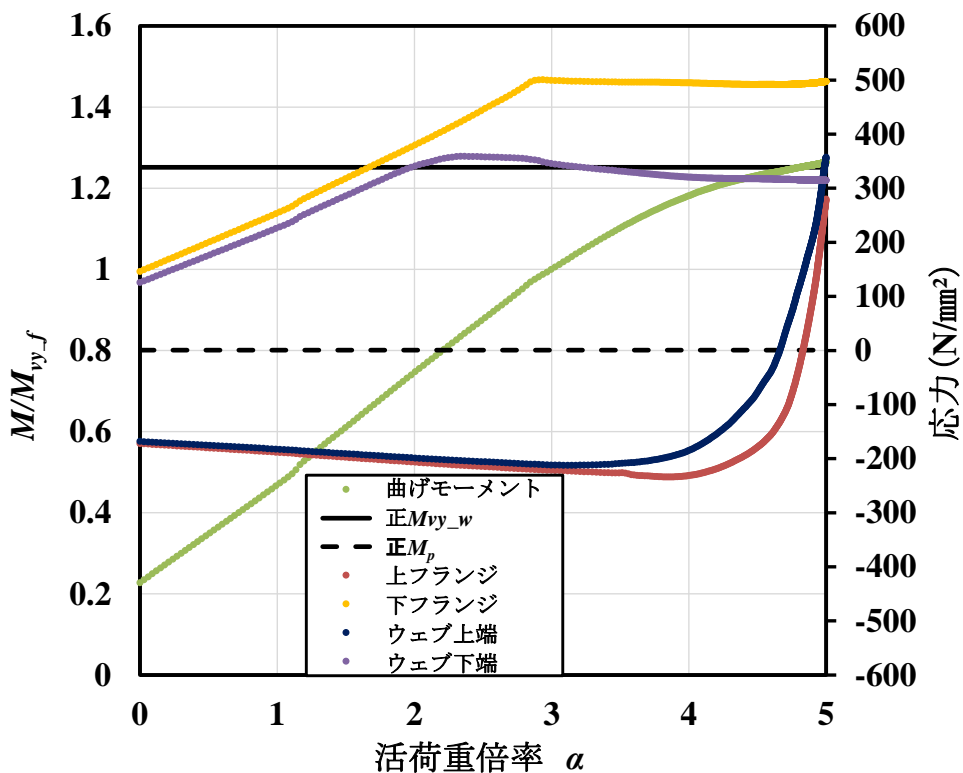


図 2-24 hy,  $P_{pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

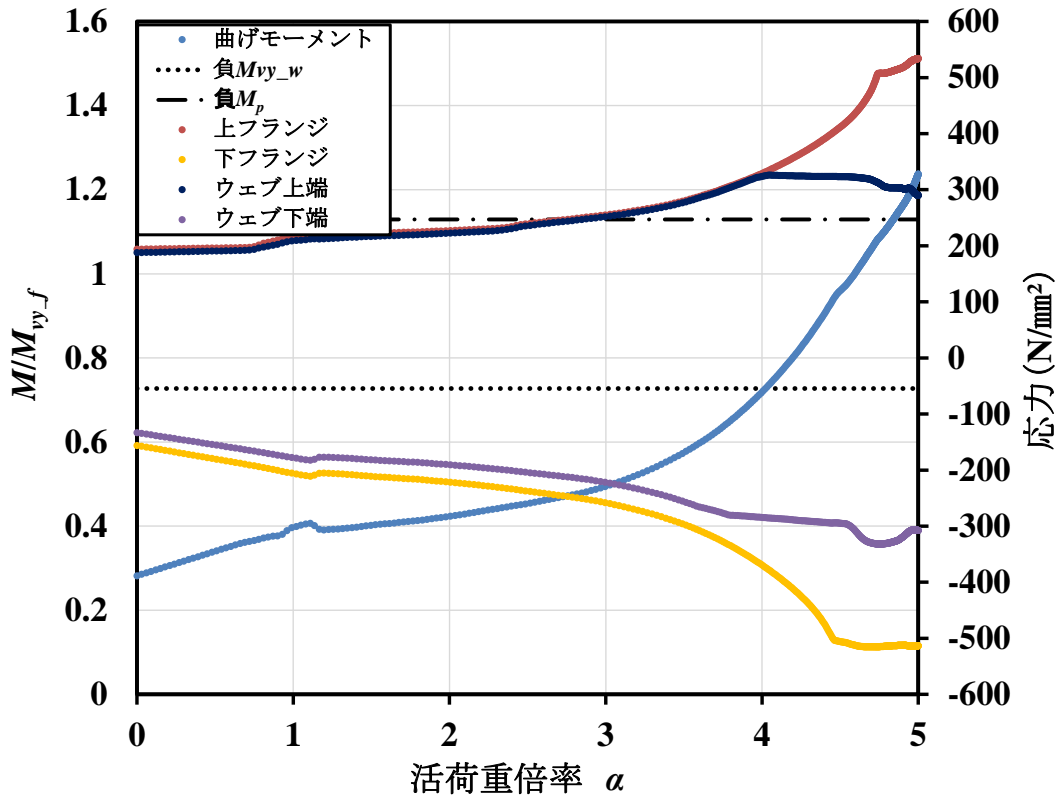


図 2-25  $hy$ ,  $N_{l\_pos}$  の曲げモーメントおよび鋼桁応力と活荷重倍率の関係

## 2.4 まとめ

本章では、SBHS500 を用いたホモジニアス桁および、ウェブ鋼材を SM490Y に変更したハイブリッド桁、ウェブ鋼材を変化させたうえで断面寸法を変更したハイブリッド桁の計 3 種類の三径間連続合成桁を対象に、正曲げモーメントが最大となるような活荷重載荷位置と、負曲げモーメントが最大となる活荷重載荷位置を考慮し、それぞれの載荷位置において、正曲げが最大となる位置でのたわみおよび断面力と、負曲げが最大となる位置での断面力について解析的検討を行った。

検討結果から、まず断面力については、対象としたモデルでは、いずれの活荷重載荷位置においても、正曲げ断面が先に降伏すること、ハイブリッド桁においては、正曲げ断面の下フランジが降伏した後に負曲げ断面の曲げモーメントが増加し、その後負曲げ断面のウェブ降伏により、負曲げ・正曲げ断面両方での曲げモーメント増加量が減少する、というモーメント再分配のメカニズムが明らかになった。正曲げ断面のウェブ降伏のみでは、弾性時と断面剛性がほぼ変わらないため、モーメント再分配の影響もほとんどないと考えられる。

たわみについては、ハイブリッド桁においても下フランジが降伏するまでは挙動がほとんどホモジニアス桁と変わらなかった。これと、正曲げ断面のウェブ降伏のみではモーメント再分配がほとんどないことから、下フランジ降伏モーメントを基準とすれば、

ハイブリッド桁はホモジニアス桁と同様に設計できると考えられる。ハイブリッド桁では、下フランジ降伏後に、たわみ挙動の非線形性がホモジニアス桁と比較して顕著に表れる。これはウェブ降伏の影響により、下フランジ降伏後に曲げ剛性が大きく下がるためであると考えられる。また、下フランジ降伏後にはたわみが急激に増加する。hy および hy-web を比較すると、負曲げ断面のウェブ降伏のタイミングによってたわみ量に差が生じることが分かった。

## 参考文献

- 2-1) 前田亮太, 野村昌孝, 野阪克義, 奥村学, 伊藤満 : ハイブリッド桁の斜張力場を考慮したせん断耐荷力に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 53A, pp. 1-12, 2007.
- 2-2) 竹谷純一, 野阪克義, 奥村学, 伊藤満 : 曲げ-せん断組み合せ荷重を受けるハイブリッド桁のせん断耐荷力性状に関する考察, 土木学会論文集 A, Vol. 64, No. 2, pp. 530-541, 2008.
- 2-3) 大橋和洋, 野阪克義, 奥村学, 伊藤満 : ハイブリッド桁における曲げ-せん断相互作用とウェブ挙動に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.104-114, 2009.
- 2-4) 野阪克義, 堀田萌 : 鋼 I 形桁の連成座屈を考慮した曲げ耐荷力に関する解析的検討, 鋼構造論文集, Vol.21, No.84, pp.79-91, 2014.
- 2-5) MSC : MARC User's Guide, MSC, 2019.
- 2-6) AASHTO : LRFD Bridge Design Specifications, 6th. Edition, Washington, D.C., 2012.
- 2-7) 長井正嗣, 稲葉尚文, 奥井義昭, 宮下剛, 平山繁幸, 細見直史 : 合成 I 桁の正, 負曲げ及び相関強度評価に関する一考察, 構造工学論文集, 土木学会, Vo.55A, pp.115-123, 2009.
- 2-8) (公社) 土木学会 : コンクリート標準示方書 設計編, 2012.
- 2-9) 藤丸拓, 野阪克義 : 連続桁の剛性と中間支点部の曲げモーメントの関係についての考察, 令和 2 年度土木学会全国大会, 第 75 回年次学術講演会講演概要集, I-203, 2020.



## 第3章 連続合成桁の曲げモーメント分布の簡易的な計算法について

### の検討

#### 3.1 はじめに

断面の曲げ耐荷力として全塑性曲げモーメント ( $M_p$ ) を用いる設計を我が国の設計基準に取り入れるため、鋼桁および合成桁の、断面の塑性化を考慮した耐荷力特性についての検討が行われてきている<sup>3-1)~3-4)</sup>。合成桁においては鋼桁降伏後も床版の耐荷力を使える分有効であると考えられるが、一方で連続合成桁においては、正曲げ断面が  $M_p$  に達するかどうかは、負曲げを受ける中間支点上断面が十分な塑性変形能を確保できるかどうか、にも影響を受ける。塑性変形能は局部座屈などにより十分に発揮できない可能性もあり、中間支点上断面の挙動を考慮した制限を検討するためには、連続合成桁の曲げ挙動、特に曲げモーメント分布の変化を適切に捉える必要がある。そこで、本研究では曲げモーメント分布の変化を有限要素解析ではなく理論的に算出が可能であれば検証が簡便になると考えた。

本章では、第2章で検討したのと同じ3径間連続合成桁 (hm, hy および hy-web) を対象に、想定する曲げ剛性を変化させた際の曲げ挙動について、簡易的な理論計算モデルを用いて数値解析的に検討を行った。また結果について有限要素解析と比較した。

#### 3.2 理論計算概要

理論計算では、三連モーメントの定理より中間支点部の曲げモーメントを求め、その値から桁の曲げモーメント分布を計算した。荷重条件などについては第2章に示すものと同様とした。荷重載荷条件については、まず、全域にわたって鋼桁のみの断面とした桁に合成前死荷重を載荷し(図3-1)、その状態での曲げモーメントを算出した。その後、

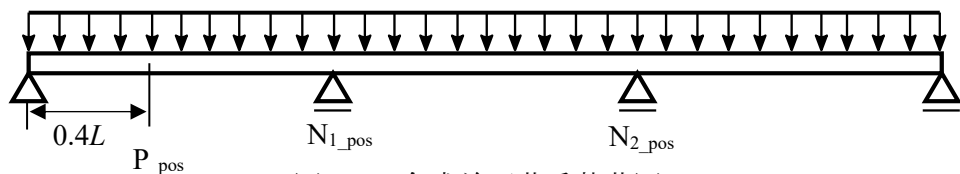


図 3-1 合成前死荷重載荷図

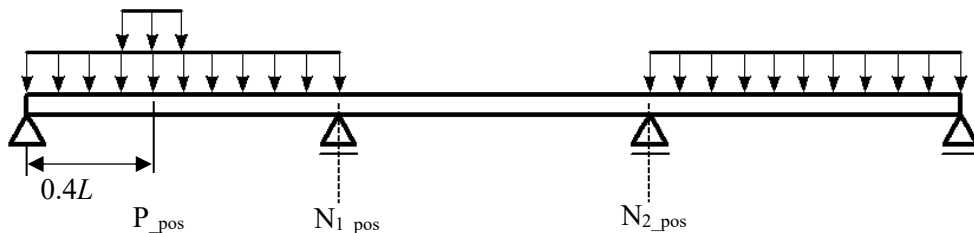


図 3-2 正曲げ最大載荷位置

合成断面で、第2章に示した正曲げ最大載荷位置(図3-2にもう一度載荷位置を示す。)で活荷重を載荷し、 $P_{pos}$ における合成前死荷重によるモーメント+活荷重によるモーメントが $M_p$ に達するまでの $P_{pos}$ および $N_{1\_pos}$ の曲げモーメントを算出した。

鋼桁に合成前死荷重を載荷した状態(図3-1の状態)を例に具体的な計算方法について述べる。三連モーメントの定理より、単純桁に分離して考える。中間支点部から両側に $0.15L$ の範囲を負曲げ域としているため、正曲げ断面の曲げ剛性を $EI_{ps}$ 、負曲げ断面の曲げ剛性を $EI_{ns}$ とすると、共役梁は図3-3に示すようになる。図のように左端から支点部をA、B、C、Dとし、梁ABについて考えると、弾性荷重はそれぞれの図形の面積を求めればよいので、曲げモーメント式を $M_{Dx}$ とし、図3-3に示すようにx軸を取ると、式(3-1)、(3-2)のようになる。

$$\frac{1}{EI_{ps}} \int_0^{0.85L} M_{Dx} dx \quad (3-1)$$

$$\frac{1}{EI_{ns}} \int_{0.85L}^L M_{Dx} dx \quad (3-2)$$

それぞれの弾性荷重の載荷位置については、それぞれの図形の断面一次モーメントを断面積で除することで求められる。以上のように求めた弾性荷重を使って、共役梁におけるB点の支点反力を求めることで、荷重によるB点左側の回転角を得ることができる。同様に梁BC、梁CDを考えることで、B点右側およびC点両側の荷重による回転角が得られる。

次に図3-4に示すような支点上曲げモーメントのみが作用する状態を考え、支点上曲げモーメントによる中間支点部の回転角を求める。図3-3で求めた荷重によるB点左側

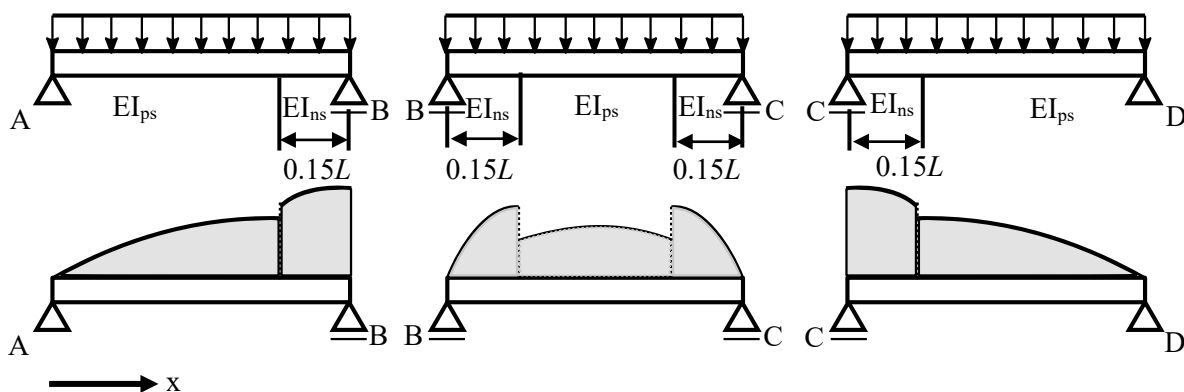


図3-3 単純梁に荷重のみが作用している状態と、その状態での共役梁

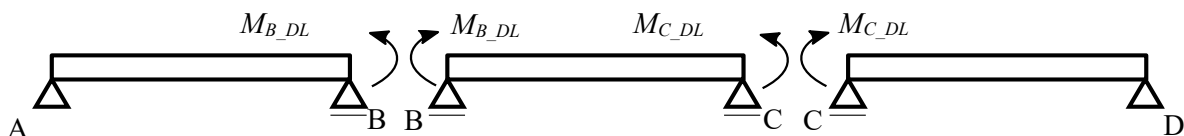


図3-4 単純梁に曲げモーメントのみが作用している状態



の回転角を  $\theta_{BLL}$ , 右側の回転角を  $\theta_{BLR}$ , 図 3-4 で求めた支点上曲げモーメントによる B 点左側の回転角を  $\theta_{BML}$ , 右側の回転角を  $\theta_{BMR}$  とすると, 中間支点左右の回転角が等しくなることから以下の式(3-3)が得られる.

$$\theta_{BLL} + \theta_{BML} = -(\theta_{BLR} + \theta_{BMR}) \quad (3-3)$$

式(3-3)を解くことで, 合成前死荷重による中間支点上曲げモーメント  $M_{B\_DL}$  および  $M_{C\_DL}$  が求められる. 求めた  $M_{B\_DL}$ ,  $M_{C\_DL}$  を用いて図 3-5 のような自由物体図を考えることで  $P_{pos}$  合成前死荷重による曲げモーメント分布が算出できる.

合成断面の曲げ剛性分布については, 以下の 4 つのケースを想定した.

C: 桁全域で床版が有効な状態

S: 負曲げ域の断面が鉄筋+鋼桁の状態

C': 桁全域で床版が有効で,  $P_1$  荷重載荷長断面の下フランジ降伏を考慮した状態

S': 負曲げ域の断面が鉄筋+鋼桁で,  $P_1$  荷重載荷長断面の下フランジ降伏を考慮した状態

C と S においては, 図 3-6 に示すように, 負曲げ域での曲げ剛性を  $EI_n$ , 正曲げ域の曲げ剛性を  $EI_p$  とした. C' と S' においては, 図 3-7 に示すように, 正曲げ域の,  $P_1$  荷重載荷長を除いた範囲の曲げ剛性を  $EI_{p1}$ ,  $P_1$  荷重載荷長の曲げ剛性を  $EI_{p2}$  とした. 図 3-7

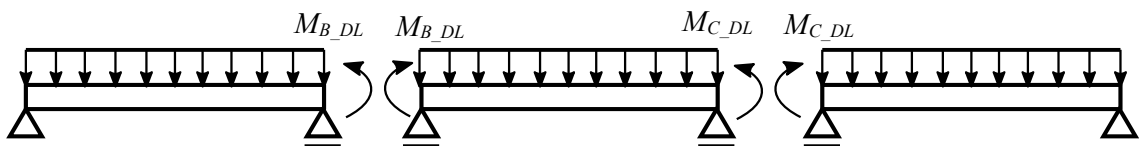


図 3-5 単純梁の自由物体図

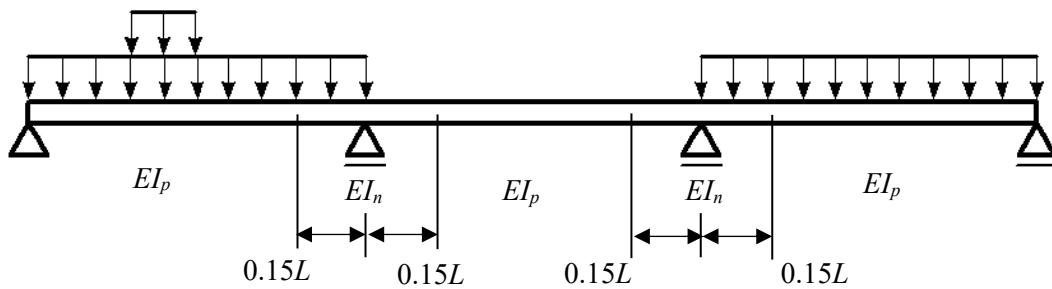


図 3-6 状態 C と S における曲げ剛性の仮定

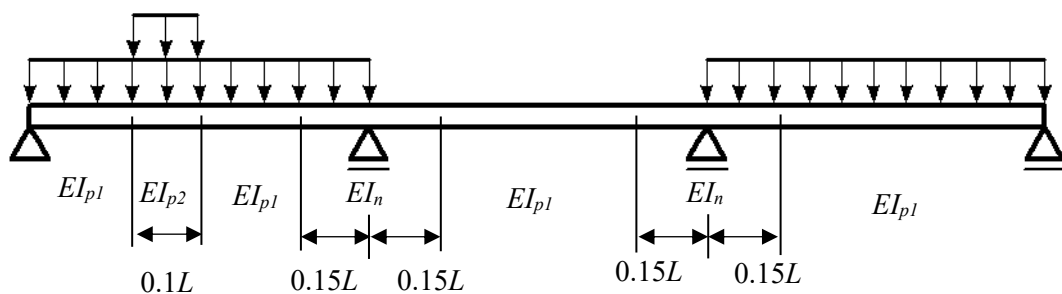


図 3-7 状態 C' と S' における曲げ剛性の仮定

の  $EI_{p1}$  は図 3-6 の  $EI_p$  と同じ値であり、合成断面の曲げ剛性を表している。  $EI_m$  は C と C' では床版を含む断面の曲げ剛性、 S と S' では鉄筋+鋼桁断面での曲げ剛性を表している。  $EI_{p2}$  は下フランジが降伏した状態の、正曲げ断面の曲げ剛性を表している。ハイブリッド桁におけるウェブのみが降伏した状態は、弾性時と曲げ剛性がほとんど変わらないため無視した。以上のような曲げ剛性分布の仮定において、合成前死荷重と同様に活荷重による曲げモーメント分布を算出し、  $P_{pos}$  における合成前死荷重による曲げモーメント+活荷重による曲げモーメントが  $M_p$  に達する際の  $P_{pos}$  および  $N1_{pos}$  の曲げモーメントを算出した。

### 3.3 有限要素解析との比較および考察

図 3-8 に hm, 図 3-9 に hy, 図 3-10 に hy-web の理論計算および有限要素解析結果から得られた曲げモーメントの比較を示す。グラフの縦軸は活荷重倍率  $\alpha$ , 横軸は曲げモーメントをフランジ降伏モーメント  $M_{vy,f}$  で無次元化した値である。各モデルの  $M_{vy,f}$  は第 2 章, 表 2-2 に示した値である。  $P_{pos}$  の曲げモーメントは  $M_{P_{pos}}$ ,  $N1_{pos}$  の曲げモーメントは  $M_{N1_{pos}}$  とした。有限要素解析から得られた結果については,  $M_{P_{pos}}$  は黄緑色,  $M_{N1_{pos}}$  は青色で示している。理論計算から得られた曲げモーメントについては, 正曲げ断面のフランジ降伏と, 全塑性化する点を計算し, その間を直線で結んでいる。それぞれ

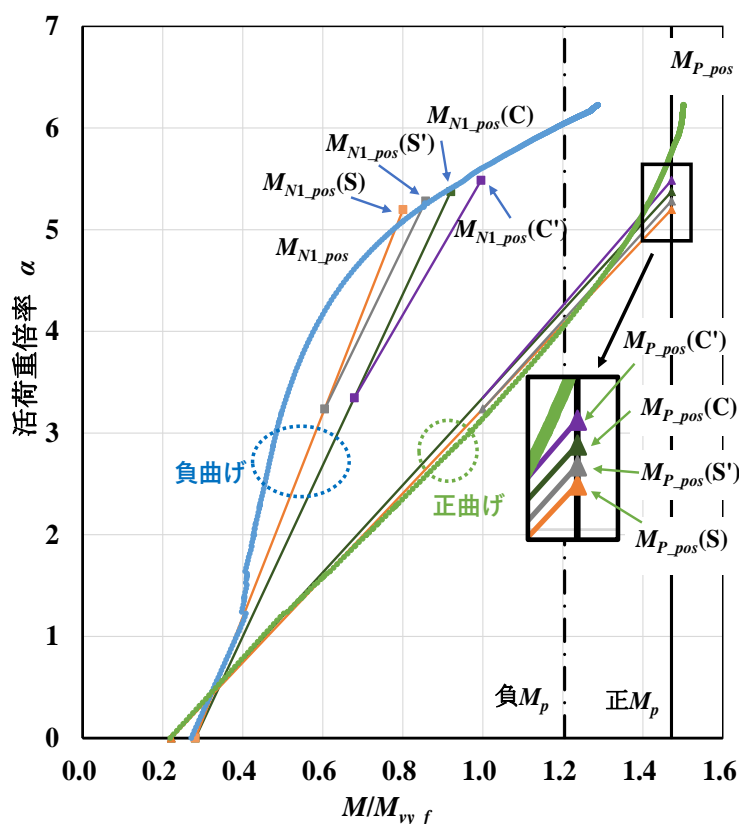


図 3-8 解析結果および理論計算での曲げモーメントの比較 (hm)

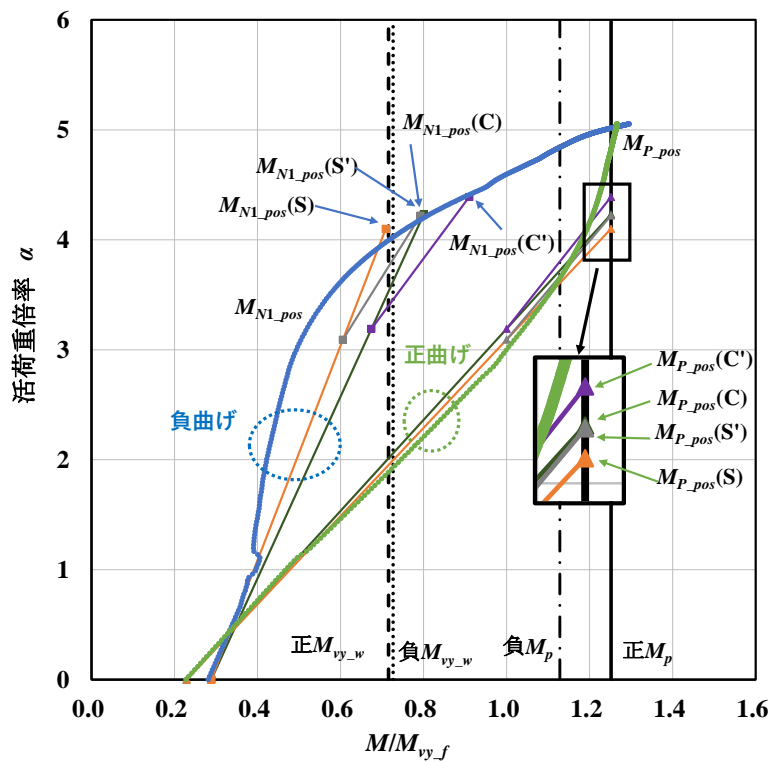


図 3-9 解析結果および理論計算での曲げモーメントの比較 (hy)

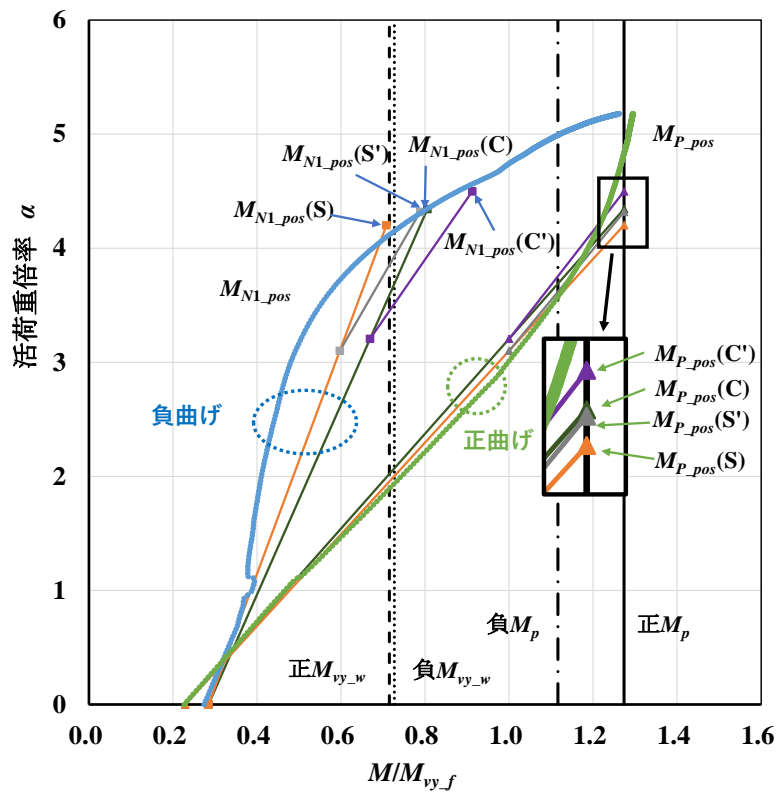


図 3-10 解析結果および理論計算での曲げモーメントの比較 (hy-web)

れの曲げ剛性分布の仮定について  $M_{p\_pos}$  は▲,  $M_{Nl\_pos}$  は■で示している。

有限要素解析においては、曲げ剛性が段階的な変化をしていくことから、曲線的な挙動を示している（特に負曲げ）。 $M_{Nl\_pos}$  では縦軸 1.0 程度で、グラフの挙動が変化しており、これは床版がひび割れたことを示している。

グラフからすべてのモデルで活荷重倍率  $\alpha=5\sim6$  倍程度で  $M_{p\_pos}$  が  $M_p$  に達している。試設計橋梁は弾性挙動を基準としており、グラフより、設計荷重である活荷重倍率 1.0 において  $M/M_{yy}=0.5$  程度となっており、安全率、全塑性曲げモーメントと降伏曲げモーメントの比率、および非線形挙動を考慮すると妥当な値と考えられる。

理論計算は基本的に弾性計算であるため挙動は直線的であり、正曲げ断面の下フランジが降伏した点でのみ傾きが変化している。C と S では負曲げ断面の剛性が異なるため、負曲げ断面の剛性が小さい S のケースにおいて負曲げモーメントが小さく、正曲げモーメントが大きくなっている。正曲げ断面の下フランジ降伏後は、正曲げモーメントの傾きの変化よりも負曲げモーメントの傾きの変化が大きいことが特徴的であると言える。

有限要素解析結果と理論計算結果を比較すると、正曲げモーメントではいずれのケースにおいても比較的一致しているが、負曲げモーメントの再現において違いが出ている。特に、最終的に正曲げモーメントが全塑性曲げモーメントに到達するまでの過程において割線となるような挙動を示している。ただし、結果的に、正曲げモーメントが全塑性曲げモーメントに到達した時点では有限要素解析結果との差が小さくなっている。

グラフから、すべてのモデル、すべてのケースにおいて、 $M_{p\_pos}$  が  $M_p$  に達するときの活荷重倍率は【有限要素解析結果】 > 【理論計算結果】、となっており、理論計算結果は安全側の評価をしていることがわかる。これは、有限要素解析では正曲げ断面下フランジの降伏が橋軸方向に拡がっていることが再現できている結果である。

$M_{p\_pos}$  が  $M_p$  に達するときの活荷重倍率が最も低く、一番安全側の設計ということになるのはケース S であるが、正曲げ断面が  $M_p$  に達する際の、負曲げ断面に曲げ耐荷力性状を判定するという観点においては安全側の評価とはなっていない。実際の設計において曲げモーメントを計算する際は、全域で床版が有効であるとして計算を行っている点も踏まえて、理論計算での曲げ剛性はケース C を用いるのが良いと考えられる。すなわち、桁全域で床版を有効とし、 $P_1$  荷重載荷長断面のフランジ降伏による曲げ剛性の低下を考慮しない状態である。なお、有限要素解析と曲げ剛性の仮定が近いのはケース S' であるが、ケース C はケース S' とも近い値となっており、ケース S' より安全側の評価になっていること、またフランジ降伏による曲げ剛性の変化を考慮に入れておらず、計算が簡易なことからも妥当な選択だと考えた。

### 3.4 まとめ

本章では、ホモジニアスおよびハイブリッド I 形桁を有する 3 径間連続合成桁を対象

に、正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達するまでの、正曲げ断面および負曲げ断面の曲げ挙動について、簡易的な理論計算モデルを用いて算出できないか、複数の曲げ剛性分布を考慮し検討を行った。

有限要素解析結果と比較を行い、正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達する際の負曲げ断面の影響、実際の設計、計算の簡易さを考慮した結果、桁全域でコンクリート床版を有効とし、かつ、 $P_1$  荷重載荷長断面のフランジ降伏による曲げ剛性の低下を考慮しないという仮定で計算を行うのが良いという結論を得た。

### 参考文献

- 3-1) Vivek Kumar GUPTA, Yoshiaki OKUI, Masatsugu NAGAI : DEVELOPMENT OF WEB SLENDERNESS LIMITS FOR COMPOSITE I-GIRDERS ACCOUNTING FOR INITIAL BENDING MOMENT, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.4, pp.854-864, 2006.
- 3-2) 岡田 淳, 加藤 真志 : 高強度鋼を用いて塑性化を考慮した合成 I 桁の曲げ耐荷力特性の評価, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.1, pp.151-164, 2009.
- 3-3) 稲葉尚文, 奥井義昭, 長井正嗣, 本間淳史, 春日井俊博, 野呂直以 : 合成 I 桁の曲げ, せん断相関強度解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2, pp.393-405, 2010.
- 3-4) 松澤和憲, 宮下剛, 小野潔, 林偉偉, 野阪克義, 北根安雄, 白戸真大, 澤田守, 橘肇 : 部分係数設計に向けた合成桁の曲げ耐荷力実験, 土木学会第 73 回年次学術講演会, I-546,, 2018.



## 第4章 連続合成桁正曲げ断面の限界状態に関する検討

### 4.1 はじめに

AASHTO LRFD などにおいて連続合成桁正曲げ断面において全塑性曲げモーメント ( $M_p$ ) を曲げ耐荷力として設計する際には、負曲げ断面が十分な塑性変形能を有しているかを考慮する必要があるとされている。LRFD や EC では、それぞれ中間支点上断面の幅厚比などに制限を設け、それらを満たさない場合は  $M_p$  から低減した値を耐荷力として用いるとしている。LRFD における断面の制限は、過去に行われてきた実験や解析的検討<sup>4.1)~4.3)</sup>をもとに得られたものであり、EC においても同様と考えられる。我が国で  $M_p$  を用いた設計を考える際にも、我が国の設計思想に合った、独自の適切な制限を考える必要がある。特に、我が国の道路橋設計においては、連続桁の中間支点上断面には一般的にスレンダー断面が用いられたほうが経済的であると考えられるため、中間支点上断面に塑性回転容量を期待するのではなく、現在の設計どおり降伏や座屈などで制限する方法が良いと考えられる。一方で、これまでも設計計算では弾性解析が用いられているため、正曲げ断面において全塑性曲げモーメントまでの耐力を考慮する場合には、正曲げ断面における非線形挙動、それによるモーメント再分配を考慮しておく必要がある。

本章では、3 径間連続合成桁を対象とし、全塑性曲げモーメントに達するまでの曲げ挙動を検討し、正曲げ断面の限界状態について検討した。具体的には、パラメーターを変化させた、第3章で決定した理論計算モデルで連続合成桁の曲げモーメント分布を算出、正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達するケースについて検討し、連続合成桁の正曲げ断面における曲げ耐荷力の制限について検証した。

### 4.2 検討対象橋梁概要

検討対象とした3 径間連続合成桁は第2章に示すものと同様である。対象とした橋梁の概要を図4-1に示す。 $L_{AB}$ 、 $L_{BC}$ 、 $L_{CD}$ はそれぞれの径間の長さを表している。

### 4.3 理論計算概要

荷重条件および境界条件は第2章に示した正曲げ最大載荷位置および負曲げ最大載

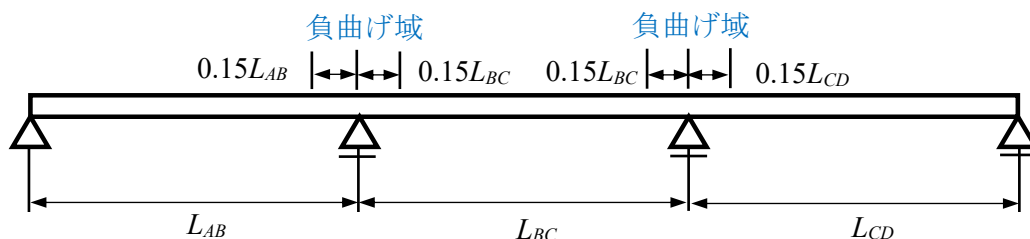


図4-1 試設計橋梁概要

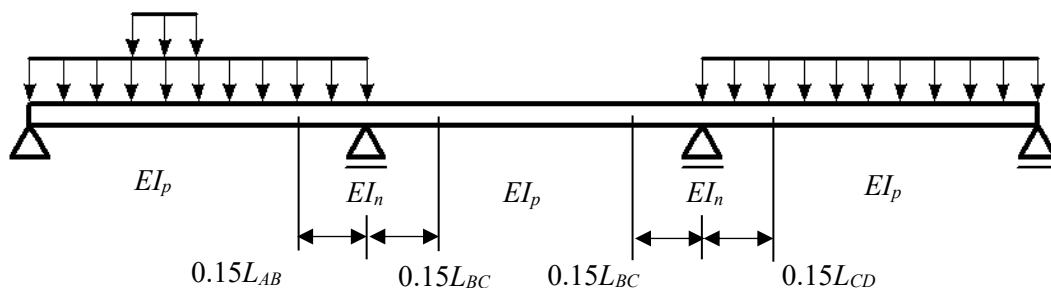


図 4-2 理論計算における曲げ剛性の仮定

表 4-1 理論計算で変化させたパラメーター

パラメーター	変化させる範囲
$I_n/I_p$	1.2, 1.5, 1.8, 2.0, 2.5
$L_{AB}/L_{BC}$	1.0, 0.9, 0.8, 0.7, 0.6
$N_{1\_pos}$ での $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$	[1]変化する（死荷重が一定），[2]1.8, [3]3.6

荷位置を用い、理論計算手法は第 3 章に示すものと同様とした。曲げ剛性分布の仮定についても第 3 章で示したとおり、ケース C（連続桁全域でコンクリート床版を有効であると見做し、断面の降伏による曲げ剛性の変化を計算上考慮しないケース）を仮定して理論計算を行った。曲げ剛性分布の仮定について、図 4-2 に示す。

理論計算においては、側径間と中央径間の長さの比 ( $L_{AB}/L_{BC}$ )、正曲げ断面の曲げ剛性と負曲げ断面の曲げ剛性の比 ( $I_n/I_p$ )、中間支点部における、道示を参考に 1.05 倍した死荷重モーメントと 1.25 倍した活荷重モーメントの比 ( $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$ ) をパラメーターとして変化させた。なお、 $I_n$  は（鋼桁+コンクリート床版）断面での曲げ剛性である。第 2 章で有限要素解析に用いたモデルを基本モデルとし ( $L_{AB}/L_{BC}=1.0$ ,  $I_n/I_p=1.2$ ,  $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}=1.8$ )、 $L_{AB}/L_{BC}$  は中央径間の長さ ( $L_{BC}$ ) を変化させることで 1.0~0.6 まで、 $I_p/I_n$  は負曲げ断面の寸法を変更することで 1.2~2.5 まで、 $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$  は、[1]他のパラメーターの変化に応じて変化（死荷重を一定とする）、[2]他のパラメーターによらず 1.8 で一定、[3]他のパラメーターによらず 3.6 で一定、の 3 つのパターンで変化させた。理論計算で考慮したパラメーターを表 4-1 に示す。

$L_{AB}/L_{BC}$  および  $I_n/I_p$  の変化については、他の示方書などで設計された断面を参考にしたため、それらの断面諸元を表 4-2 に示す。参考にしたのは 5 径間連続桁の金谷郷高架橋<sup>4-4)4-5)</sup>、LRFD で設計された 3 径間連続合成桁<sup>4-6)</sup>、および EC で設計された 3 径間連続合成桁<sup>4-7)</sup>である。EC のモデルのみ、参考にした文献に前死荷重による曲げモーメントの具体的な値に関する記述がなかったため、 $M_{y\_f}$ についてはおおよその値を記載している。 $A_{ns}$ は負曲げ断面の鋼断面積、 $A_{ps}$ は正曲げ断面における鋼断面積を表している。 $R_{f\_n}$ ,  $R_{w\_n}$ はそれぞれ中間支点上断面のウェブ幅厚比パラメーター、下フランジ幅厚比パラメーターを示している。正曲げ断面は、EC は  $M_p$ 、金谷郷は  $0.9M_p$ 、LRFD では  $1.3R_hM_y$



表 4-2 他の示方書で設計された設計例の断面諸元

		金谷郷	EC	LRFD
$I_n/I_p$		1.51	2.10	1.42
$A_{ns}/A_{ps}$		1.40	2.41	1.53
$R_{w_n}$		0.78	0.88	1.10
$R_{f_n}$		0.36	0.30	0.38
正 $M_p$ (kN・m)		27348 (24613)	79590	19251 (17927)
負 $M_{vy_f}$ (kN・m)		-28516	-110000~-120000	-24252
正 $M_p$ /負 $M_{vy_f}$		0.96 (0.86)	0.72~0.66	0.79 (0.74)
$L_{AB}/L_{BC}$		0.90	0.75	0.80
鋼材強度 (正曲げ)	$F_{yw}$ (N/mm <sup>2</sup> )	355 (SM490Y)	345	345
	$F_{yf}$ (N/mm <sup>2</sup> )			
鋼材強度 (負曲げ)	$F_{yw}$ (N/mm <sup>2</sup> )	450 (SM570)	345	345
	$F_{yf}$ (N/mm <sup>2</sup> )	430 (SM570)	295	485

を耐荷力として設計されたモデルであるため、金谷郷と LRFD の断面諸元では低減された値を用いた値をカッコ内に示している。

表 4-2 に示すとおり、他の示方書などで設計された桁は基本モデルよりも曲げ剛性比が大きい値となっていたため、理論計算においても、正曲げ断面は変化させず、負曲げ断面の鋼桁寸法を厚肉に変化させ、 $I_n/I_p=1.5, 1.8, 2.0, 2.5$  となるモデルを設定した。LRFD での設計断面において曲げ剛性比が大きくなった原因のひとつとしては、負曲げ断面を設計する際には、トラック荷重を中間支点の両側の径間に載荷することが考えられる。また EC については明確にはなっていないが、ウェブが class3 と判断されていること、およびコンクリートの圧縮強度に乘じられる部分係数 (2/3) の影響があるものと思われる。参考までに、検討対象モデルの正曲げ断面に対する負曲げ断面の鋼断面積比、および幅厚比パラメーターを表 4-3 に示す。

中央径間の長さ ( $L_{BC}$ ) と側径間の長さ ( $L_{AB}$  および  $L_{CD}$ ) の比 (支間長比)  $L_{AB}/L_{BC}$  については、側径間の長さは 50m で固定し、中央径間の長さを増やすことで、1.0~0.6 まで 0.1 ずつ変化させ計算を行った。EC では 0.6 より小さいケースにおいて正曲げモーメントの耐荷力が  $M_p$  よりも低減されるケースとなっているが、我が国の設計においては、0.6 未満となるようなケースは少ないと判断した<sup>4-8)</sup>

合成前死荷重モーメントと活荷重モーメントの比については、図 4-3 に示す、基本モデルにおける正曲げ最大載荷時には、 $N_{1\_pos}$  での道示を参考に係数倍した曲げモーメン

表 4-3 理論計算モデルの負曲げ断面の断面諸元

$I_n/I_p$	hm			hy-web			hy		
	$A_{ns}/A_{ps}$	$R_w$	$R_f$	$A_{ns}/A_{ps}$	$R_w$	$R_f$	$A_{ns}/A_{ps}$	$R_w$	$R_f$
1.2	1.11	1.15	0.66	1.11	0.97	0.66	1.12	1.12	0.66
1.5	1.27	1.10	0.53	1.27	0.92	0.53	1.28	1.10	0.55
1.8	1.64	0.91	0.46	1.64	0.77	0.46	1.65	0.92	0.46
2.0	1.85	0.83	0.44	1.85	0.70	0.44	1.83	0.83	0.42
2.5	2.32	0.69	0.35	2.32	0.58	0.35	2.27	0.69	0.31

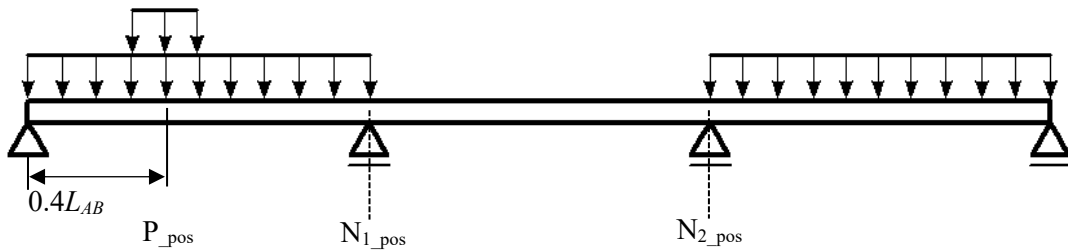


図 4-3 正曲げ最大荷重位置 ( $I_p/I_n=1.2$  では  $L_{AB}/L_{BC}=1.0\sim 0.9$ , それ以外では  $L_{AB}/L_{BC}=1.0\sim 0.8$ )

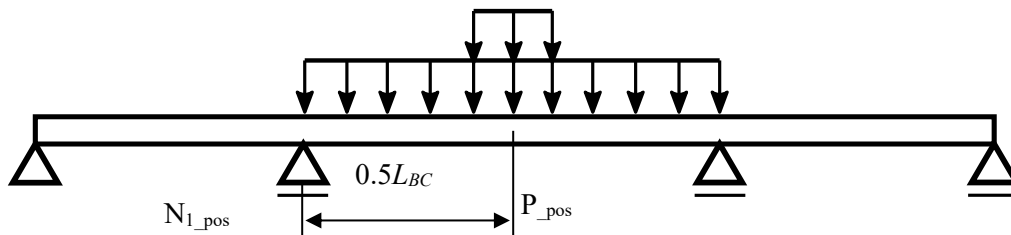


図 4-4 正曲げ最大荷重位置 ( $I_p/I_n=1.2$  では  $L_{AB}/L_{BC}=0.8\sim 0.6$ , それ以外では  $L_{AB}/L_{BC}=0.7, 0.6$ )

トの比  $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}=1.8$  となる。同じ前死荷重強度では  $L_{AB}/L_{BC}$  が小さくなるほどこの比は大きくなる。そのため、正曲げモーメントと負曲げモーメントの比率を一定にするため、また、 $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$  や  $L_{AB}/L_{BC}$  による、 $N_{1\_pos}$  の曲げモーメントへの影響を検討するため、前死荷重が一定のパターン[1]に加え、合成前死荷重強度を変化させすべての  $L_{AB}/L_{BC}$  で 1.8 程度になるパターン[2]と、3.6 程度になるパターン[3]の 2 つを追加した。正曲げが最大となる活荷重荷重位置については、 $I_n/I_p=1.2$  においては  $L_{AB}/L_{BC}=0.8\sim 0.6$  で、それ以外の曲げ剛性においては  $L_{AB}/L_{BC}=0.7\sim 0.6$  で図 4-4 に示すように P1 荷重を中央に荷重した場合、中央径間の支間中央が正曲げモーメントが最大の位置になるため、 $P_{pos}$  もその位置に変更した。ただし、 $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$  の計算については、すべてのパラメーターで図 4-3 に示す荷重荷重位置での荷重位置での  $P_{pos}$  および  $N_{1\_pos}$  の値を使用した。

今回の検討対象は正曲げモーメントであり、正曲げ最大となる荷重荷重位置が必要であったが、負曲げモーメントが最大になる荷重条件のほうが、負曲げモーメントが降伏

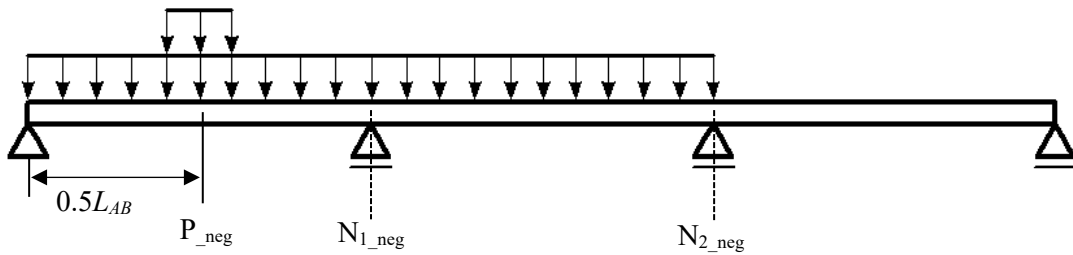


図 4-5 負曲げ最大載荷位置 ( $L_{AB}/L_{BC}=1.0\sim 0.9$ )

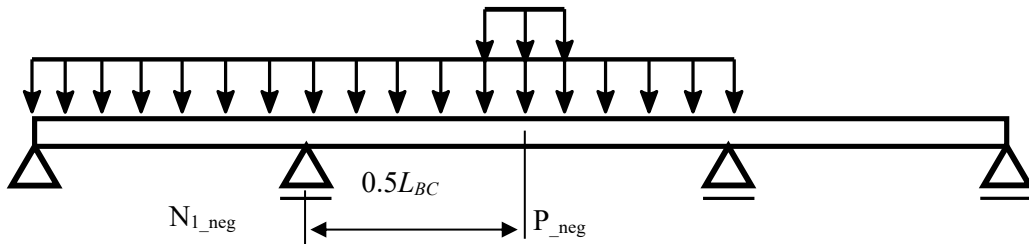


図 4-6 負曲げ最大載荷位置 ( $L_{AB}/L_{BC}=0.8\sim 0.6$ )

曲げモーメントに達する活荷重倍率が小さくなる，すなわち断面を決定するケースもあり得るため，図 4-5 および図 4-6 に示すような負曲げモーメントが最大となる載荷条件も検討した。

#### 4.4 理論計算を用いた耐荷力制限の検討結果および考察

##### 4.4.1 正曲げ断面が全塑性曲げモーメントに達した際の負曲げモーメントの比較

$P_{pos}$ での曲げモーメント（以下  $M_{P_{pos}}$ と記載）が  $M_p$ に達した際の， $N_{1_{pos}}$ の曲げモーメント（以下  $M_{N_{1_{pos}}}$ と記載）の  $M_{vy_f}$ に対する割合（ $M_{N_{1_{pos}}}/M_{vy_f}$ ）を表 4-4～表 4-6 に示す。表 4-1 に示した合成前死荷重の値別にまとめている。本章における検討及び結果の整理に用いた曲げ耐荷力は，正曲げ断面の  $M_p$  および負曲げ断面の  $M_{vy_f}$ のみであるため，以下， $M_p$ は正曲げ断面の  $M_p$ を， $M_{vy_f}$ は負曲げ断面の  $M_{vy_f}$ を表すものとする。ここで， $M_{N_{1_{pos}}}$ は，死荷重による曲げモーメント（ $M_{DL_{N_{1_{pos}}}}$ ）と活荷重による曲げモーメント（ $M_{LL_{N_{1_{pos}}}}$ ）の合計であるため， $N_{1_{pos}}$ に作用する活荷重曲げモーメント（ $M_{LL_{N_{1_{pos}}}}$ ）と  $P_{pos}$ に作用する活荷重曲げモーメント（ $M_{LL_{P_{pos}}}$ ）との比率を  $\phi$ （式(4-1)）とすると， $M_{N_{1_{pos}}}/M_{vy_f}$ は，式(4-2)のように書ける。

$$\phi = \frac{M_{LL_{N_{1_{pos}}}}}{M_{LL_{P_{pos}}}} \quad (4-1)$$

$$\frac{M_{N_{1_{pos}}}}{M_{vy_f}} = \frac{M_{DL_{N_{1_{pos}}}} + \phi M_{LL_{P_{pos}}}}{M_{vy_f}} \quad (4-2)$$

また、 $M_{LL\_P\_pos}$  は、正曲げ断面の  $M_p$  から  $P_{pos}$  に作用する死荷重曲げモーメント  $M_{DL\_P\_pos}$  を引いた値になるため、式(4-2)は式(4-3)のように変形できる。

$$\frac{M_{N1\_pos}}{M_{vy\_f}} = \frac{M_{DL\_N1\_pos} + \phi(M_p - M_{DL\_P\_pos})}{M_{vy\_f}} \quad (4-3)$$

活荷重曲げモーメントと死荷重曲げモーメントは、荷重の載荷状況によって計算式が異なるため、式(4-2)や式(4-3)も、 $L_{AB}/L_{BC}=0.7$ （基本モデルでは  $L_{AB}/L_{BC}=0.8$ ）を境に連続した値ではなくなる。また、負曲げが最大となる載荷状況で、負曲げモーメントが  $M_{vy\_f}$  になる活荷重倍率も計算し、断面が正曲げで決まるか負曲げで決まるかも検討しており、これらの計算結果をすべてグラフに示した場合、かなり煩雑になると考えたため、結果はすべて表に示すことにした。

表 4-4～表 4-6 において赤字で書いている箇所は、 $M_{P\_pos}$  が  $M_p$  に達するよりも、図 4-5 および図 4-6 での  $N1\_neg$  位置での曲げモーメント（以下  $M_{N1\_neg}$  と表記する）が  $M_{vy\_f}$  に達する活荷重倍率が小さい、すなわち負曲げで断面が決定しているパターンである。正曲げ最大載荷位置が中央径間（図 4-4）のようになるケースでは値を斜体で示した。 $M_{N1\_pos}$  が  $M_{vy\_f}$  の 9 割以上になるケースは黄色で網掛けしている。

本章での検討では、 $M_{N1\_pos}$  が  $M_{vy\_f}$  の 9 割以上になる場合（黄色の網掛け）、負曲げ断面で局部座屈や横倒れ座屈などが生じることで耐力を失う、すなわち限界状態に達すると考え<sup>4,9)</sup>、正曲げモーメント断面が  $M_p$  に達する前に  $M_{N1\_pos}$  が  $M_{vy\_f}$  の 9 割に達する場合には、あらかじめ  $M_p$  の値を低減する必要があると考えた。そこで、表 4-4～表 4-6 の結果を見ると、正曲げ断面で設計が決まるケース（すなわち  $M_{N1\_neg}$  が  $M_{vy\_f}$  に達するより先に、 $M_{P\_pos}$  が  $M_p$  に達するケース：表中の黒字）においては、 $M_{N1\_pos}$  が  $M_{vy\_f}$  の 9 割未満になっていることから、 $M_p$  を低減する必要はないと考えられる。

正曲げ断面で設計が決まるケースは、hm では、 $I_n/I_p$  が 2.0 で、hy-web では、 $I_n/I_p$  が 1.8 で、hy では、 $I_n/I_p$  が 1.5 で現れ始める。これはハイブリッド桁にすることで、ホモジニアス桁よりも  $M_p$  が小さくなり、 $M_{P\_pos}$  が  $M_p$  に到達する活荷重倍率が低くなり、結果的に  $M_{N1\_neg}$  が  $M_{vy\_f}$  に達するより先に  $M_{P\_pos}$  が  $M_p$  に達するケースが増えたためである。

表 4-4  $P_{pos}$  が  $M_p$  に達した際の  $N_{1_{pos}}$  の曲げモーメントの  $M_{vy_f}$  に対する割合 (hm)

hm 荷重[1]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.92	0.92	1.26	1.37	1.54
	1.5	0.78	0.78	0.80	1.18	1.32
	1.8	0.69	0.70	0.72	1.10	1.29
	2	0.58	0.58	0.59	0.87	0.96
	2.5	0.46	0.46	0.47	0.70	0.78

hm 荷重[2]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.92	0.88	1.16	1.20	1.26
	1.5	0.78	0.75	0.71	1.03	1.08
	1.8	0.69	0.67	0.62	0.91	0.95
	2	0.58	0.56	0.53	0.78	0.82
	2.5	0.46	0.44	0.42	0.62	0.66

hm 荷重[3]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	1.14	1.10	1.37	1.37	1.40
	1.5	0.96	0.93	0.90	1.18	1.20
	1.8	0.92	0.88	0.84	1.10	1.11
	2	0.69	0.67	0.65	0.87	0.90
	2.5	0.55	0.54	0.52	0.70	0.72

表 4-5  $P_{pos}$  が  $M_p$  に達した際の  $N_{1_{pos}}$  の曲げモーメントの  $M_{vy_f}$  に対する割合 (hy-web)

hy-web 荷重[1]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.81	0.82	1.11	1.21	1.37
	1.5	0.69	0.70	0.72	1.05	1.18
	1.8	0.62	0.63	0.66	0.99	1.16
	2	0.52	0.52	0.54	0.78	0.86
	2.5	0.42	0.42	0.43	0.64	0.71

hy-web 荷重[2]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.81	0.77	1.01	1.03	1.08
	1.5	0.69	0.66	0.63	0.90	0.94
	1.8	0.62	0.59	0.56	0.80	0.83
	2	0.52	0.50	0.48	0.68	0.72
	2.5	0.42	0.40	0.38	0.56	0.59

hy-web 荷重[3]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	1.03	1.00	1.22	1.21	1.22
	1.5	0.88	0.85	0.83	1.05	1.06
	1.8	0.84	0.81	0.78	0.99	0.99
	2	0.63	0.62	0.60	0.78	0.79
	2.5	0.51	0.50	0.48	0.64	0.65

表 4-6  $P_{pos}$  が  $M_p$  に達した際の  $N_{1\_pos}$  の曲げモーメントの  $M_{vy\_f}$  に対する割合 (hy)

hy 荷重[1]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.80	0.81	1.10	1.19	1.34
	1.5	0.67	0.67	0.70	1.01	1.13
	1.8	0.56	0.56	0.58	0.84	0.92
	2	0.50	0.51	0.52	0.76	0.84
	2.5	0.42	0.42	0.43	0.64	0.70

hy 荷重[2]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.80	0.77	1.00	1.03	1.07
	1.5	0.67	0.64	0.61	0.87	0.91
	1.8	0.56	0.54	0.51	0.73	0.77
	2	0.50	0.48	0.46	0.66	0.69
	2.5	0.42	0.40	0.38	0.56	0.58

hy 荷重[3]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	1.02	0.99	1.21	1.19	1.24
	1.5	0.85	0.83	0.80	1.01	1.02
	1.8	0.69	0.67	0.65	0.84	0.85
	2	0.62	0.61	0.59	0.76	0.77
	2.5	0.51	0.50	0.49	0.64	0.65

#### 4.4.2 各パラメーターの与える影響および死活荷重モーメントとの関係について

前節で議論した値および表 4-4～表 4-6 に示した値 ( $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$ ) について、本検討で変化させたパラメーターが与える影響について考察する。また、式(4-2)、(4-3)に示したとおり、作用モーメントは死荷重によるものと活荷重によるものに分かれるため、これらの比率について着目して考察を行う。

まず支間長比 ( $L_{AB}/L_{BC}$ ) が  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  に与える影響を考察するため、表 4-4 での  $I_n/I_p = 1.5$  と 2.5 での  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  と、 $L_{AB}/L_{BC}$  との関係を図 4-7 に示す。荷重[1]を●、荷重[2]を▲、荷重[3]を■で表し、 $I_n/I_p = 1.5$  の値を水色、 $I_n/I_p = 2.5$  の値を黄色で表した。なお、図 4-7 に示す関係および、後述する他のパラメーターおよび値との関係については、他の  $I_n/I_p$  や、ハイブリッド桁においても同様な傾向を示しているため、ここでは代表的な値のみを用いて説明する。

全体的に  $L_{AB}/L_{BC} = 0.7$  を境に異なる傾向となっているが、これは図 4-3 および 4-4 に示すとおり正曲げ最大載荷位置が  $L_{AB}/L_{BC} = 0.7$  を境に異なっているためである。いずれの  $I_n/I_p$  においても、 $L_{AB}/L_{BC} \geq 0.8$  の範囲では、荷重[1]では  $L_{AB}/L_{BC}$  の値によらず  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  はほぼ一定で、荷重[2]および[3]では  $L_{AB}/L_{BC}$  が小さくなるにつれて  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  が小さくなっている。 $L_{AB}/L_{BC} \leq 0.7$  の範囲では、全ての荷重で  $L_{AB}/L_{BC}$  が小さくなるにつれて  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  が大きくなっている。また、全体的に  $I_n/I_p$  が小さい方が  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  が大きくなっている。これらの傾向を分析するために、図 4-8 に  $M_{DL\_N1\_pos}/M_{vy\_f}$  のグラフ

を、図 4-9 に  $M_{DL\_N1\_pos} / M_{N1\_pos}$  のグラフを、図 4-10 に式(4-2)に示す  $\phi$  と、 $L_{AB}/L_{BC}$  との関係を示した。図 4-10 の  $\phi$  は活荷重モーメントの割合であり、死荷重曲げモーメントによってその値が変わることがないので、 $I_n/I_p$  の変化のみ示した。

図 4-8, 4-9 から、 $L_{AB}/L_{BC} \geq 0.8$  と  $L_{AB}/L_{BC} \leq 0.7$  のどちらの範囲でも、荷重[1]では、 $L_{AB}/L_{BC}$  が小さくなるにつれ  $M_{DL\_N1\_pos}$  の割合が大きくなり、荷重[2]と[3]では、 $L_{AB}/L_{BC}$  が小さくなるにつれ  $M_{DL\_N1\_pos}$  の割合が小さくなる傾向にあることが分かる。また、 $L_{AB}/L_{BC} \leq 0.7$  では全体的に  $M_{DL\_N1\_pos}$  の割合が小さくなっている。図 4-10 から、 $L_{AB}/L_{BC} \geq 0.8$  では  $N1\_pos$  に分配される活荷重モーメントの割合が小さく、 $L_{AB}/L_{BC} \leq 0.7$  では大きくなっていることが分かる。つまり、 $L_{AB}/L_{BC} \geq 0.8$  では比較的に作用モーメントに対する活荷重モーメントの影響が小さく、死荷重モーメントの影響が大きいため、図 4-7 における、 $L_{AB}/L_{BC} \geq 0.8$  での荷重[1]の値がほぼ横ばいになっているものと考えられる。また、それ以外の値だと、図 4-7 の傾向と図 4-10 の傾向はほとんど同じになっていることから、 $M_{N1\_pos} / M_{vy\_f}$  はパラメーターの変化に伴う活荷重モーメントの比率の影響を最も大きく受けると考えられる。

図 4-10 においては、 $I_n/I_p = 2.5$  の方が  $\phi$  の値が大きくなっているが、図 4-7 においては、どの荷重ケースにおいても、 $I_n/I_p = 1.5$  の方が  $M_{N1\_pos} / M_{vy\_f}$  の値が大きくなっている。これは、計算上  $I_n$  が大きくなると、負曲げモーメントの値も大きくなるため、 $I_n/I_p$  が大きい方が  $\phi$  の値が大きくなるが、断面が厚肉になる分、 $M_{vy\_f}$  も大きくなり、その影響が負曲げモーメントの増加よりも大きいため、最終的に計算される  $M_{N1\_pos} / M_{vy\_f}$  の値は小さくなるということである。

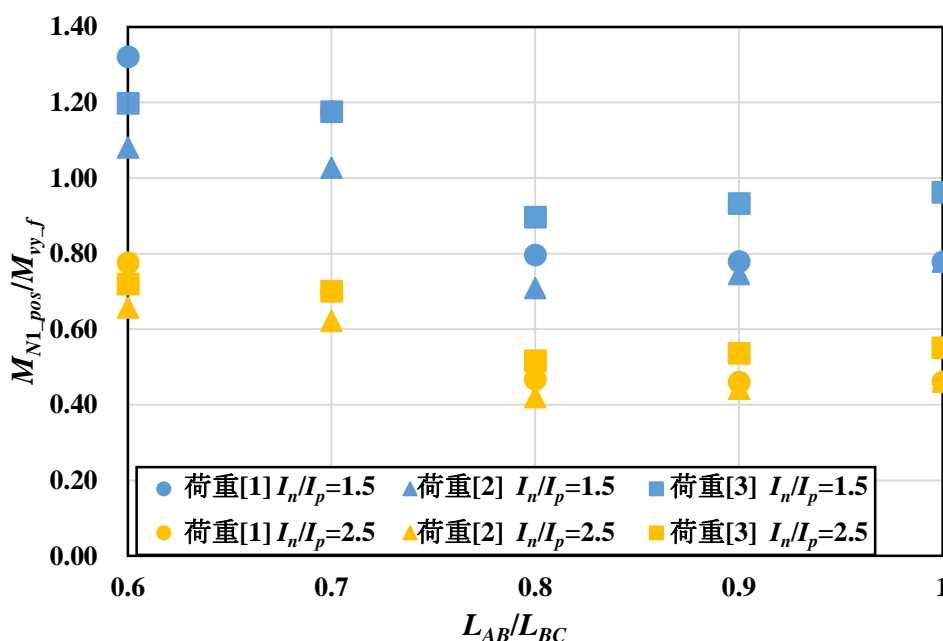


図 4-7 表 4-4 の値 ( $M_{N1\_pos} / M_{vy\_f}$ ) と  $L_{AB}/L_{BC}$  の関係

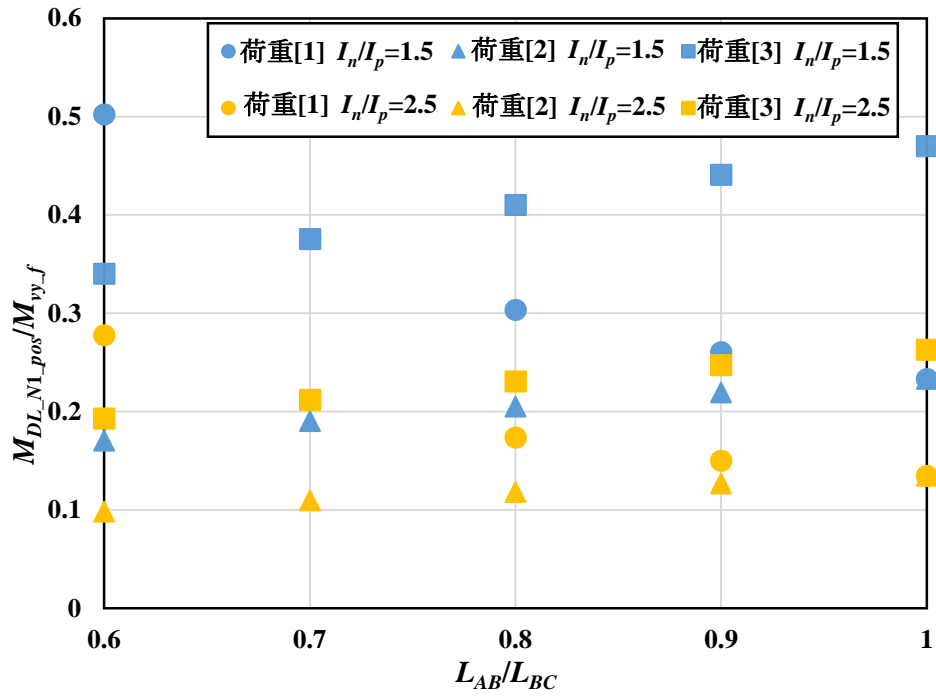


図 4-8  $M_{DL\_N1\_pos} / M_{vy\_f}$  と  $L_{AB} / L_{BC}$  の関係

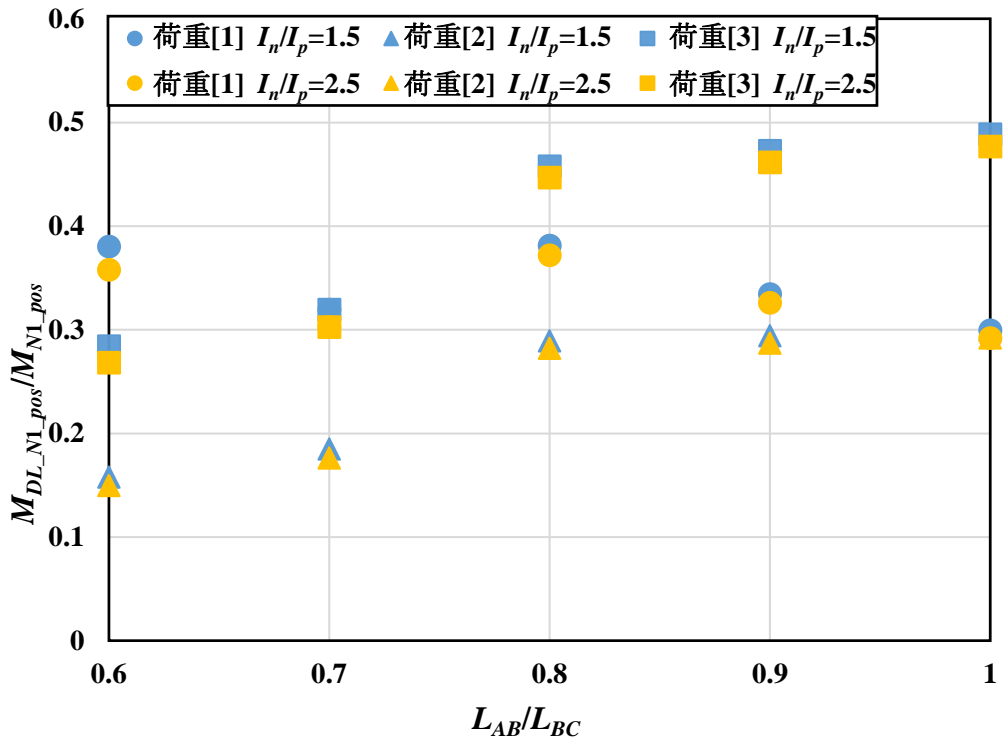


図 4-9  $M_{DL\_N1\_pos} / M_{N1\_pos}$  と  $L_{AB} / L_{BC}$  の関係



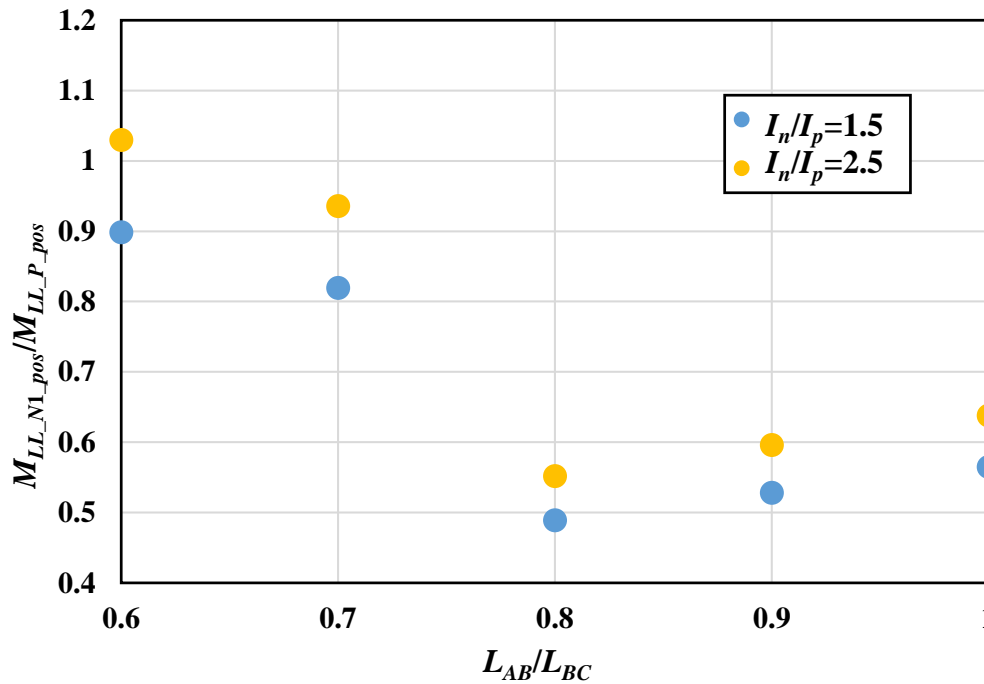


図 4-10  $\phi$  ( $M_{LL\_N1\_pos}/M_{LL\_P\_pos}$ ) と  $L_{AB}/L_{BC}$  の関係

#### 4.4.3 $N_{1\_neg}$ が降伏する活荷重倍率での $P_{pos}$ の曲げモーメントの検討

表 4-7～表 4-9 に、負曲げ最大載荷で  $N_{1\_neg}$  断面における負曲げモーメント  $M_{N1\_neg}$  が降伏曲げモーメント  $M_{vy\_f}$  に達するときの活荷重を、正曲げ最大となる載荷位置に載荷した時の  $M_{P\_pos}$  の  $M_p$  に対する比率として示す。  $M_{N1\_neg}$  が  $M_{vy\_f}$  に達するよりも先に、  $M_{P\_pos}$  が  $M_p$  に達するパターンは斜線を引いている。また、表 4-4～表 4-6 同様、正曲げ最大載荷で  $M_{N1\_pos}$  の  $M_{vy\_f}$  に対する曲げモーメントの割合が 0.9 を超えるケースは黄色の網掛けで示し、正曲げ最大載荷位置が図 4-4 のようになるパターンでは値を斜体で示した。なお、数値として 1.00 と表記されている場合には、負曲げ最大載荷時において  $M_{N1\_neg}$  が  $M_{vy\_f}$  に達したときに、正曲げ最大載荷時における  $M_{P\_pos}$  もほぼ  $M_p$  に近い値になっていることを示している。

前述のとおり、本研究では表 4-4～表 4-6 において 0.9 を超えるケースは、負曲げ断面の座屈などの不安定現象により曲げモーメントの再分配が生じる可能性があるため、正曲げ断面の耐荷力を全塑性曲げモーメント以下に低減する必要があると判断している。しかしながら、表 4-7～表 4-9 に示すとおり、0.9 を超えるケースにおいては負曲げ断面で設計が決まることになり、その荷重下においては、正曲げ断面に作用する曲げモーメントは全塑性曲げモーメントに対してかなり余裕があることが分かる。そのため、本検討としては、これら負曲げ最大載荷時で設計が決まるケースにおいても、正曲げ断面の耐荷力として、全塑性曲げモーメント  $M_p$  は低減しなくて良いものと判断した。

なお、今回対象とした断面において、負曲げ断面で設計が決まるケースは  $I_n/I_p$  が小さ

い、すなわち現行道示を用いて、正曲げ断面も降伏曲げモーメントを耐荷力として用いているケースであることが分かる。この場合、正曲げ断面の耐荷力（全塑性曲げモーメント）を十分に活かしていないためにこのような傾向になったものと考えられ、実際に全塑性曲げモーメントまでを有効として設計する際には正曲げ断面を小さくする、すなわち  $I_n/I_p$  を大きくする、ように断面が最適化されるものと考えられ、この場合には表 4-4～表 4-6 に示すとおり、0.9 よりも小さくなる傾向となり、正曲げ断面の耐荷力として全塑性曲げモーメントを低減する必要はないと判断できる。

表 4-7  $N_{L\_neg}$  が  $M_{vy,f}$  に達した際の荷重における  $P_{pos}$  の曲げモーメントの  $M_p$  に対する割合 (hm)

hm 荷重[1]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.71	0.65	0.57	0.59	0.56
	1.5	0.84	0.78	0.68	0.66	0.63
	1.8	0.95	0.88	0.76	0.71	0.64
	2			0.96	0.92	0.90
	2.5					

hm 荷重[2]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.71	0.67	0.63	0.69	0.74
	1.5	0.84	0.80	0.73	0.76	0.77
	1.8	0.95	0.90	0.84	0.86	0.88
	2					
	2.5					

hm 荷重[3]	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
	1.2	0.60	0.56	0.51	0.59	0.65
	1.5	0.73	0.69	0.57	0.66	0.70
	1.8	0.77	0.67	0.61	0.71	0.75
	2		1.00	0.91	0.92	0.96
	2.5					

表 4-8  $N_{1, \text{neg}}$  が  $M_{vy, f}$  に達した際の荷重における  $P_{\text{pos}}$  の  
 曲げモーメントの  $M_p$  に対する割合 (hy-web)

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy-web 荷重[1]	1.2	0.83	0.77	0.66	0.56	0.37
	1.5	0.98	0.91	0.78	0.76	0.72
	1.8			0.88	0.81	0.72
	2					
	2.5					

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy-web 荷重[2]	1.2	0.83	0.79	0.73	0.71	0.69
	1.5	0.98	0.94	0.85	0.88	0.79
	1.8			0.95	1.00	
	2					
	2.5					

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy-web 荷重[3]	1.2	0.70	0.65	0.59	0.56	0.53
	1.5	0.84	0.79	0.71	0.76	0.81
	1.8	0.88	0.83	0.76	0.81	0.87
	2					
	2.5					

表 4-9  $N_{1, \text{neg}}$  が  $M_{vy, f}$  に達した際の荷重における  $P_{\text{pos}}$  の  
 曲げモーメントの  $M_p$  に対する割合 (hy)

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy 荷重[1]	1.2	0.84	0.77	0.67	0.57	0.38
	1.5		0.95	0.82	0.80	0.76
	1.8				0.99	0.96
	2					
	2.5					

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy 荷重[2]	1.2	0.84	0.79	0.74	0.72	0.70
	1.5		0.83	0.89	0.83	0.94
	1.8					
	2					
	2.5					

	$I_n/I_p$	$L_{AB}/L_{BC}$				
		1	0.9	0.8	0.7	0.6
hy 荷重[3]	1.2	0.71	0.67	0.60	0.57	0.51
	1.5	0.88	0.82	0.74	0.80	0.84
	1.8				0.99	
	2					
	2.5					

#### 4.5 まとめ

本章では3径間連続合成ホモジニアス桁およびハイブリッド桁を対象に、支間長や曲げ剛性を変数とし、パラメトリック解析を行うことで、連続合成桁の曲げモーメント分布を算出し、連続合成桁の正曲げ断面における曲げ耐荷力の制限について検討した。

解析結果から、本章で検討したパラメーターの範囲では、正曲げで断面が決まるケースにおいて、正曲げ断面が  $M_p$  に達する際に、負曲げ断面の曲げモーメントが  $M_{vyf}$  の9割以上になるケースはなく、耐荷力として  $M_p$  を低減する必要がないことが分かった。また、ハイブリッド桁は比較的  $M_p$  が小さいため、ホモジニアス桁よりも低い曲げ剛性比 ( $I_n/I_p$ ) で、正曲げで断面が決まるケースが出始めた。

$M_{N1\_pos}/M_{vyf}$  の値は、活荷重載荷位置によって傾向が変わり、合成前死荷重の降伏曲げモーメントに対する比率や負曲げ・正曲げ断面の活荷重モーメントの比率などとの関連があるが、負曲げモーメントに分配される活荷重モーメントの比率に最も影響を受ける。

負曲げによって耐荷力が決まるケースにおいても、正曲げ断面の曲げ耐荷力には余裕があり、 $M_p$  から低減する必要はないと考えた。実際に  $M_p$  を耐荷力として設計を行う場合は、正曲げ断面を小さくする、すなわち、 $I_n/I_p$  の値が増加するような設計になると思われる。

#### 参考文献

- 4-1) Galambos, T. V., Leon, R. T., French, C. W., Barker, M. and Dishongh, B.: Inelastic Rating Procedures for Steel Beam and Girder Bridges, National Cooperative Highway Research Program, Report 352, Transportation Research Board, National Academy Press, Washington, D.C., 1993.
- 4-2) Baker, M. G., Hartnagel, B. A., Schilling, C. G. and Dishongh, B. E.: Inelastic Design and Experimental Test-ing of Compact and Noncompact Steel Girder Bridges, Report 93-1, Missouri Cooperative Highway Research Program, 1997.
- 4-3) White, D. W., Ramirez, J. A. and Barth, K. E.: Moment-Rotation Relationships For Unified Autostress Designs of Continuous-Span Bridge Beams and Girders of Compact and Noncompact Steel Girder Bridges, Joint Highway Research Project, West Lafayette IN, 1997.
- 4-4) (公社) 土木学会：鋼・合成標準示方書 総則編・構造計画編・設計編，2016.
- 4-5) 佐々木力：コンパクト断面設計を採用した鋼連続合成桁—首都圏中央連絡自動車道金谷郷高架橋の工事報告—，日本橋梁建設協会平成24年度技術発表会，2012.
- 4-6) Grubb, M. A. and Schmidt, R. E.: Example 1: Three-Span Continuous Straight Composite I Girder Load and Resistance Factor Design (Third Edition – Customary U.S. unit), National Steel Bridge Alliance, 2004.
- 4-7) Bouassida, Y., Bouchon, E., Crespo, P., Croce, P., Davaine, L., Denton, S., Feldmann, M.,

Frank, R., Hanswille, G., Hensen, W., Koliass, B., Malakatas, N., Mancini, G., Ortega, M., Sedlacek, G. and Tsionis, G.: Bridge Design to Eurocodes Worked examples, European Union, 2012.

4-8) (公社) 土木学会：鋼橋の合理的な構造設計法に関する調査研究小委員会報告書，2015.

4-9) (一社) 日本橋梁建設協会：連続合成 2 主桁橋の設計例と解説，2019.



## 第5章 腐食を有する鋼桁端部に対する当て板を用いた合理的補修法および腐食の発生しやすい環境の改善を目的とした新規構造形式の検討

### 5.1 はじめに

鋼桁端部の腐食は維持管理における大きな問題となっている。一方、腐食損傷を有する鋼桁や当て板を施した鋼桁の耐荷力性状に関する研究はいくつか行われてきている<sup>例</sup>（例えば 5-1)~5-5)が、新しい補修工法の開発には至っておらず、過剰な補修や、汎用性の欠如といった当て板工法の問題点の解決には至っていない。また、桁端部の、風通しの悪い湿潤な環境の改善などの腐食発生の本格的な対策には至っておらず、補修後に再び腐食が発生したと報告される例も少なくない。

そこで本章では、桁端部に腐食損傷を有する鋼桁を対象に、複数の組み合わせの当て板補修を施した際の曲げ耐荷力について解析的検討を行い、腐食を有していない健全モデルと比較を行うことで、補修量を減らした当て板について検討した。また、腐食損傷のない場所に当て板補修を施した桁モデルを検討することで、汎用性のある当て板補修についても検討した。さらに、桁端部の風通しを良くするために、円孔を設けた鋼桁の耐荷力について解析的検討を行い、新規構造として実現可能かどうかについて検討を行った。

### 5.2 有限要素解析概要

#### 5.2.1 検討対象モデル概要

検討対象モデルは、過去の検討をもとに決定した、単純鋼 I 桁であり、対称性から解析ソフト上では桁の一部のみをモデル化した。モデル化した部分の側面図を図 5-1 に、解析ソフト上のモデル（腐食損傷のない Original モデル）を図 5-2 に示す。

検討対象とした桁モデル各部材の寸法を表 5-1 に示す。桁断面は 2 軸対称である。端パネルとその他のパネルで厚さが異なっているが、これは端パネルでの座屈のみを考慮するためである。

表 5-2 に桁モデルのせん断耐荷力を示す。表中の値は AASHTO LRFD を参考に算出した値および、Fujii<sup>5-6)</sup>の提案した  $V_{Fujii}$ 、前田ら<sup>5-7)</sup>の提案した  $V_{Maeda}$ 、野阪ら<sup>5-8)</sup>の提案した  $V_{pro}$  を記載した。

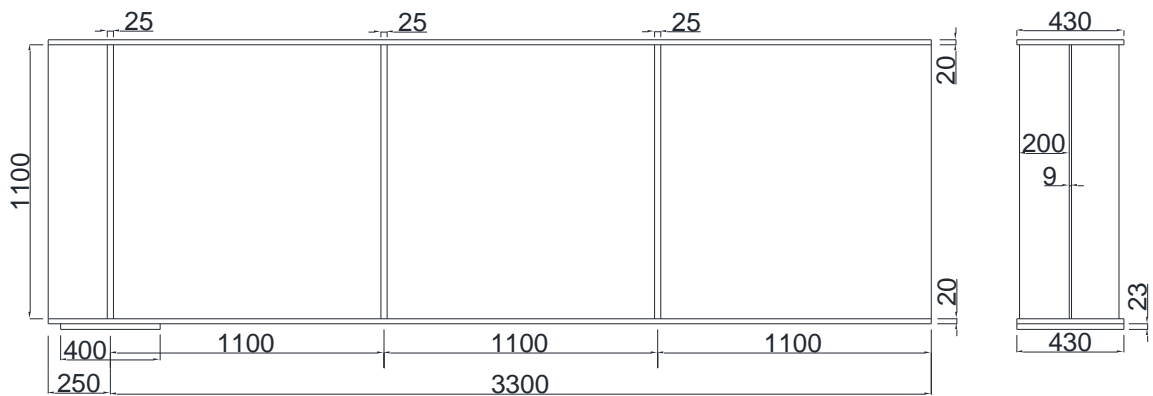


図 5-1 解析モデル側面図

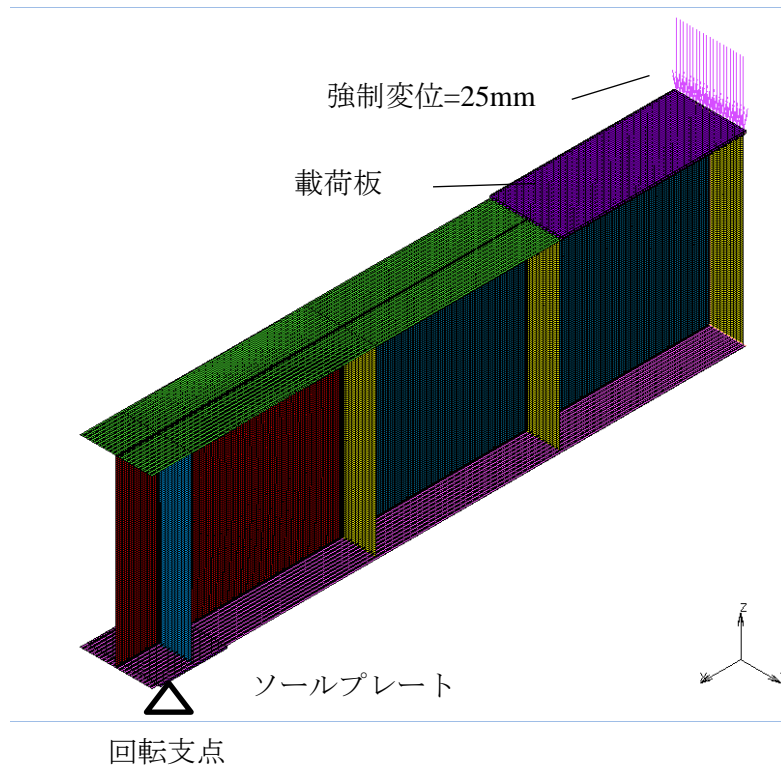


図 5-2 解析モデルの一例 (Original モデル)

解析には汎用有限要素解析ソフト MARC を用いた。ソールプレートおよび載荷板は 8 節点ソリッド要素を用いて作成し、それ以外の部材は 4 節点シェル要素を用いて作成した。ほぼすべての要素が  $10\text{mm} \times 10\text{mm}$  になるように再分割した。端パネルのウェブに式 (5-1) を、圧縮フランジに式(5-2)を使用して、パネル中央のたわみが最大となるような正弦波形の初期たわみを与えた。これはウェブ厚さ同様、端パネルでの座屈のみを考慮するためである。残留応力は考慮していない。



表 5-1 桁モデル断面寸法

	幅(mm)	厚さ(mm)
フランジ	430	20
ウェブ	1100 (ウェブ高さ)	9 (端パネル) 18 (それ以外のパネル)
支点上補剛材	200	25
ソールプレート	430	23

表 5-2 桁モデルせん断強度

塑性せん断強度 $V_p$	1858kN
せん座屈強度 $V_{cr}$	1231kN
公称せん断強度 $V_n$	1617kN
Fujii提案式 $V_{Fujii}$	1456kN
前田ら提案式 $V_{Maeda}$	1503kN
野阪ら提案式 $V_{pro}$	1407kN

$$y + \frac{D_w}{250} \times \cos\left(\frac{x\pi}{L_b}\right) \times \sin\left(\frac{z\pi}{D_w}\right) \quad (5-1)$$

$$z + \frac{b_{fc}}{200} \times \cos\left(\frac{x\pi}{L_b}\right) \times \sin\left(\frac{y}{b_{fc}/2}\right) \quad (5-2)$$

### 5.2.2 解析ソフト上における腐食損傷

これまで行われてきた検討を参考に、腐食損傷の位置は支点上補剛材および、桁端部（支点上補剛材外側）のウェブとした。図 5-3 に腐食損傷位置の概要を示す。本章での検討においては、腐食損傷は欠損とし、図 5-4 に示すように解析モデル上では腐食位置の要素を削除している。

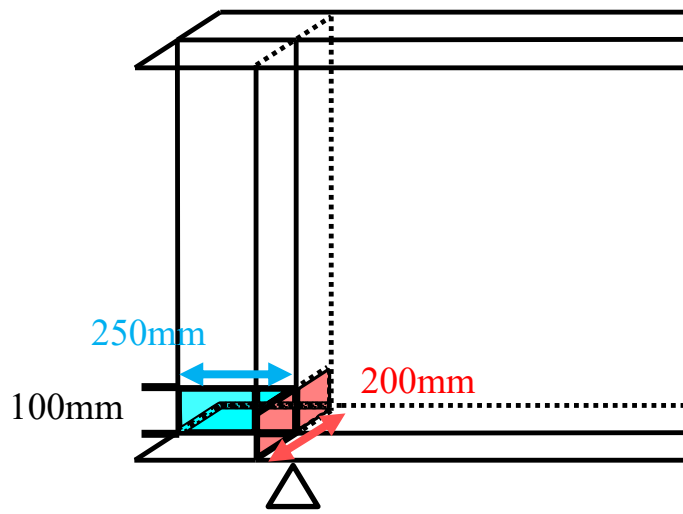


図 5-3 腐食損傷位置概要

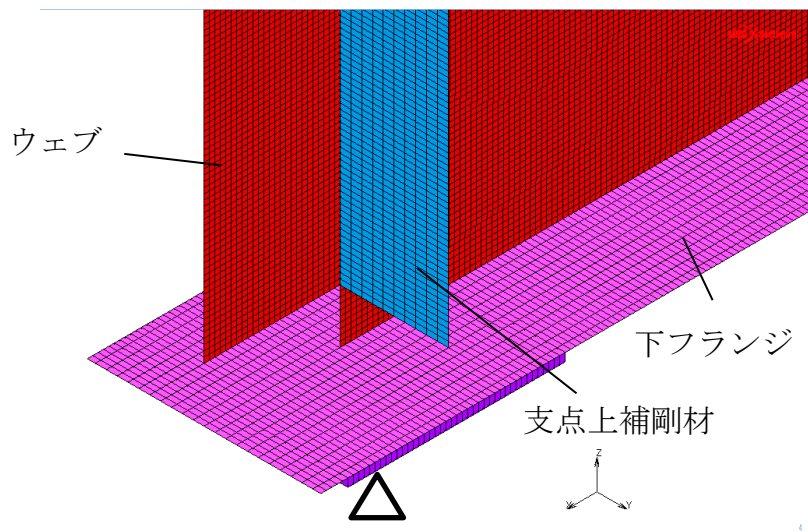
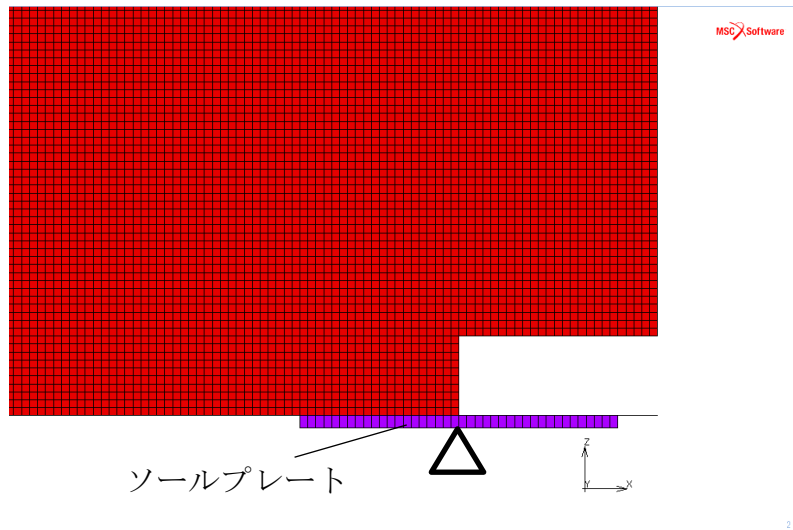


図 5-4 腐食モデル概要

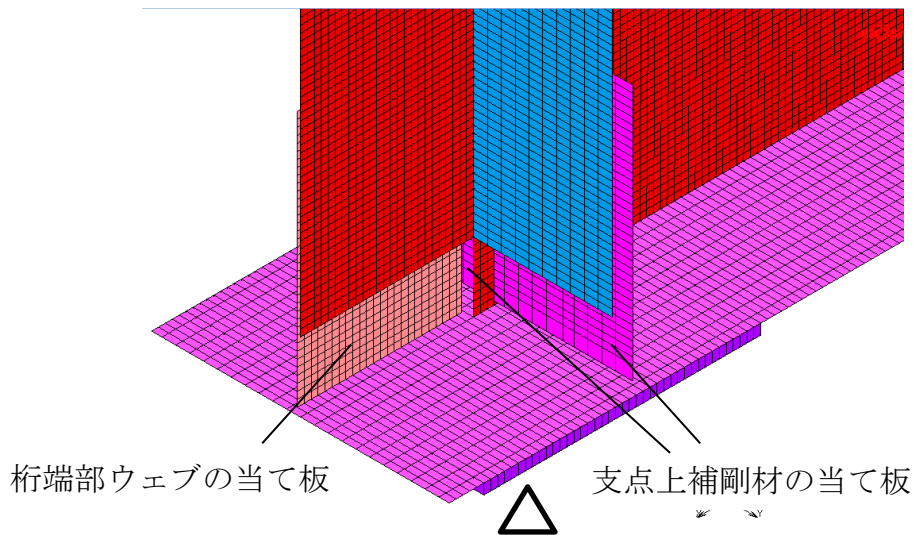
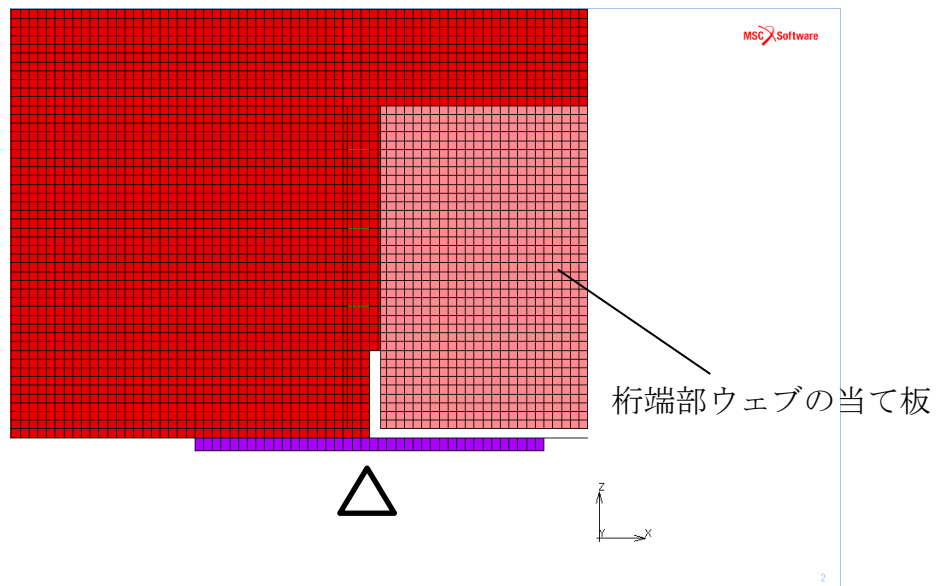


図 5-5 当て板概要（腐食損傷位置）

### 5.2.3 当て板を有するモデルの概要

本章での検討における当て板は、腐食損傷位置に施した2種（支点上補剛材と桁端部ウェブ、図 5-5）と、端パネルウェブの引張方向の対角線に施した（図 5-6）、計3種類を想定した。図 5-6 に示す当て板はウェブの両側に施してある。当て板はすべてシェル要素を用いて作成した。腐食損傷位置の当て板の幅は、図 5-3 に示したそれぞれの腐食損傷の幅（200mm および 250mm）と同じであり、高さについては、接合用の高力ボルトの配置を考慮し、どちらの位置の当て板も 380mm とした。ウェブの引張方向の対角線の当て板の幅と高さについては図 5-6 に示すとおりである。厚さについては腐食損傷位置の当て板は母材と同じ（支点上補剛材で 25mm、桁端部ウェブで 9mm）とし、ウェブの引張方向の対角線の当て板については、母材と同じ 9mm のほか、3mm と 6mm を

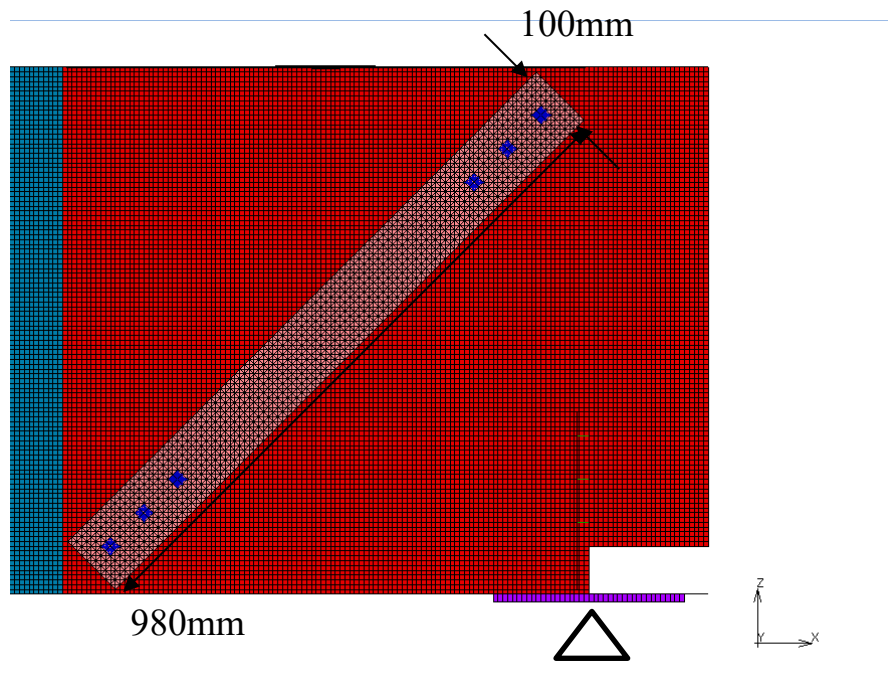


図 5-6 当て板概要（ウェブ引張方向の対角線）

考慮した。

本章で検討した当て板の組み合わせについて、以下にモデルの名称の例を挙げながら説明する。

腐食損傷を有するモデルは名称に 3 つの数字を有しており、最初の数字（例の赤字）は桁端部ウェブの当て板の有無を、2 つ目の数字（青字）は支点上補剛材の当て板の有無を表しており、0 の場合モデルに当て板がなく、1 の場合は当て板があることを示している。3 つ目の数字（緑字）はウェブの引張方向の対角線の当て板を表しており、0 の場合モデルに当て板がなく、それ以外の場合当て板の厚さを表している（3mm, 6mm, または 9mm）。表 5-3 に本章で検討したモデルの一覧を記載する。Original は腐食損傷のないモデルであり、P<sub>0\_0\_0</sub> は腐食損傷に対して当て板を一切施していないモデルである。

P  
\_0\_1\_3mm

表 5-3 本章で検討したモデル一覧（当て板）

モデル	端部ウェブの当て板	支点上補剛材の当て板	ウェブの引張方向の対角線の当て板	備考
Original	なし	なし	なし	腐食なし
P <sub>0_0_0</sub>	なし	なし	なし	腐食はあるが当て板なし
P <sub>1_1_0</sub>	あり	あり	なし	
P <sub>0_1_0</sub>	なし	あり	なし	
P <sub>0_1_3mm</sub>	なし	あり	あり（3mm）	
P <sub>0_1_6mm</sub>	なし	あり	あり（6mm）	
P <sub>0_1_9mm</sub>	なし	あり	あり（9mm）	

当て板と鋼桁には接触条件を考慮した。当て板および鋼桁はシェル要素を用いて作成しているため、厚さの半分ずつ当て板と鋼桁の間に隙間をあけている。

当て板と鋼桁は高力ボルトを想定した剛体梁要素を用いて結合した。

#### 5.2.4 円孔を有するモデルの概要

検討対象とした桁モデルはウェブがせん断座屈を起こし崩壊するため、終局状態においてウェブパネルに発生する斜張力場を参考に円孔の位置を決定した。

ここで、斜張力場作用について説明する。図 5.7(a)に示すようなトラス構造に荷重  $P$  が作用するとき、斜材  $ac$  の合成が小さいと、斜材は図 5.7(b)に示すような形式で座屈を起こす。しかしトラスそのものは安定であり、引張を受ける斜材  $bd$  が降伏するまで荷重を増加させることができる。これと同じような現象が図 5.7(c)に示すような、垂直補剛材と上下フランジで囲まれたプレートガーダーのウェブパネルでも起こる。すなわち図 5.7(d)のようにウェブパネルが座屈し、 $ac$  の方向に波形を形成すると、波形の方向  $ac$  には圧縮力はそれ以上働かないが、波形と直角な  $bd$  の方向の引張力には板が降伏するまで荷重を増加させることができる。このような作用を斜張力場作用という。

図 5-8 に端部ウェブパネルにおける斜張力場および円孔の位置を示す<sup>5-7)</sup>。  $D$  は孔の直径であり、  $x_c$ 、  $h_c$  はそれぞれ端支点から孔の中心までの長さ方向と高さ方向の距離を表している。  $V_u$  はウェブのせん断耐荷力、  $\sigma_t$  は終局時の斜引張応力を表している。文献 5-7)より、終局状態においては  $C=1/4d_0$  となることを参考に、円孔の直径はおおよそ  $1/4d_0$  とし、円孔を有するモデルは、パネル中央に孔を持つモデル (C1)、斜張力場の外側で、斜張力場に近いモデル (C2)、斜張力場から遠いモデル (C3) の3つとし

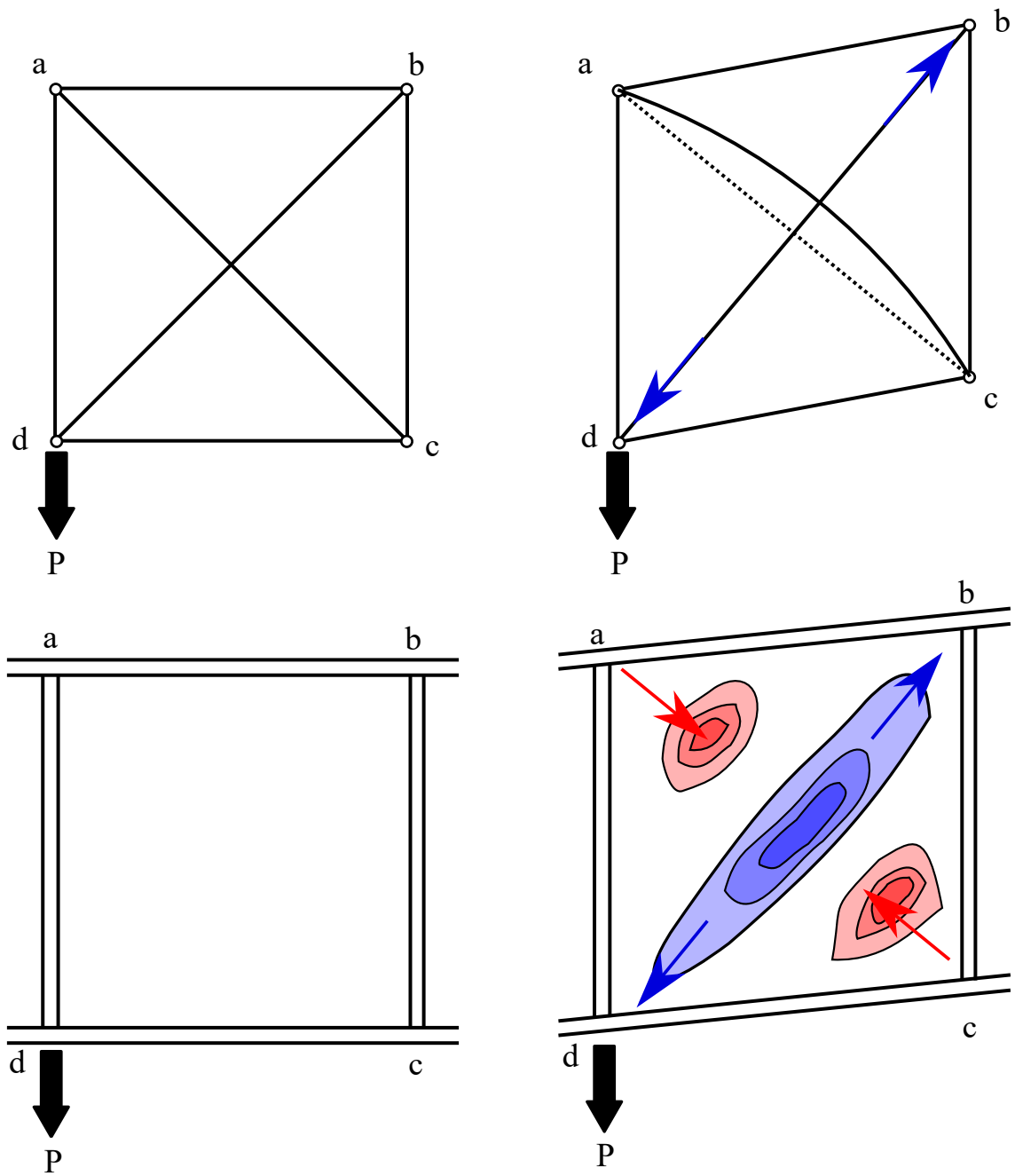


図 5-7 斜張力場作用

た. 表 5-4 に検討した 3 つのモデルの概要を, 図 5-9~5-11 に C1~C3 の解析ソフト上でのモデルを示す. 図には青線で支点上補剛材と斜張力場のおおよその位置を示した.

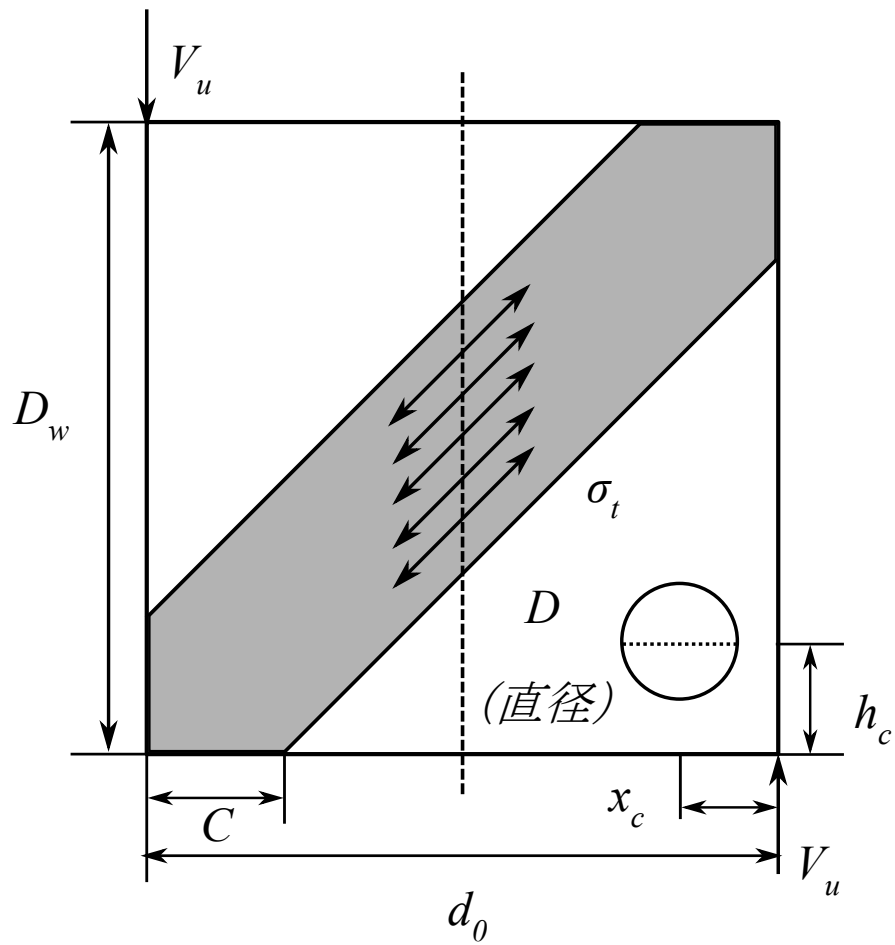


図 5-8 斜張力場および円孔位置概要

表 5-4 検討モデル概要 (円孔)

モデル	C1	C2	C3
$D_w$ (mm)	1100		
$d_0$ (mm)	1100		
$D$ (mm)	260		
$x_c$ (mm)	550	340	260
$h_c$ (mm)	550	340	260

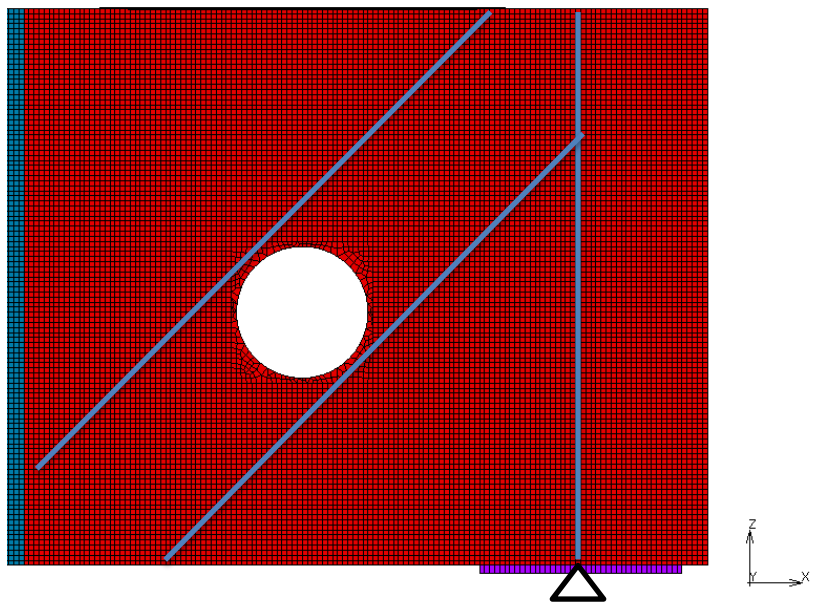


图 5-9 C1 概要

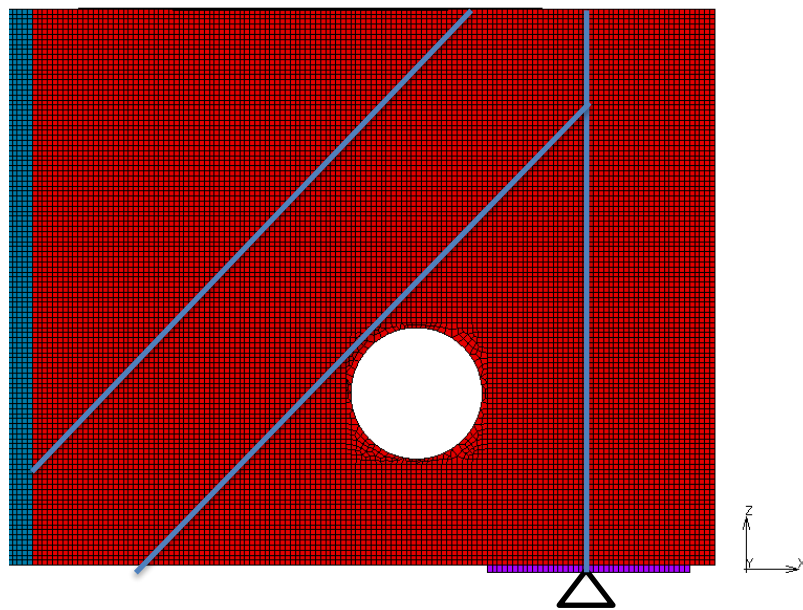


图 5-10 C2 概要



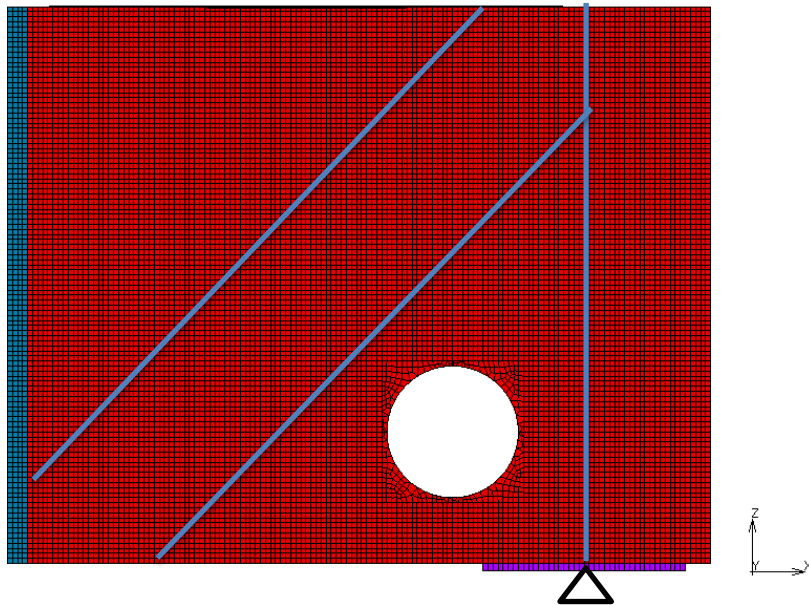


図 5-11 C3 概要

### 5.2.5 材料特性

鋼桁および当て板に用いた鋼材は SM490A を想定し、降伏強度は  $325\text{N/mm}^2$  とした。ソールプレートと載荷板および高力ボルトを想定した剛体梁要素は弾性体とし、降伏強度を設定しなかった。ヤング係数は鋼桁のすべての部材および当て板で  $205000\text{N/mm}^2$  とした。またポアソン比についてはすべての部材で  $0.3$  とした。

### 5.2.6 荷重および境界条件

回転支点の境界条件を与えるため、ソールプレートの支点上垂直補剛材の直下の幅方向の全要素について x 軸、y 軸、z 軸の移動を拘束し、回転については x 軸、y 軸、z 軸のどの軸についても自由とした。また、載荷点直下の要素の x 軸の変位および y 軸の回転を拘束することで対称条件を与えた。

図 5-2 に示すように、載荷は載荷板を介して行った。載荷板は厚さ  $15\text{mm}$  とし、フランジ幅に  $25\text{mm}$  の強制変位を与えた。

## 5.3 解析結果および考察

### 5.3.1 最大耐荷力の比較

図 5-12 に本章で検討した各当て板モデルおよび元のモデル (Original) の荷重-たわみ曲線を、表 5-5 に各当て板モデルの最大荷重を示す。図 5-12 および表 5-5 から、当て板

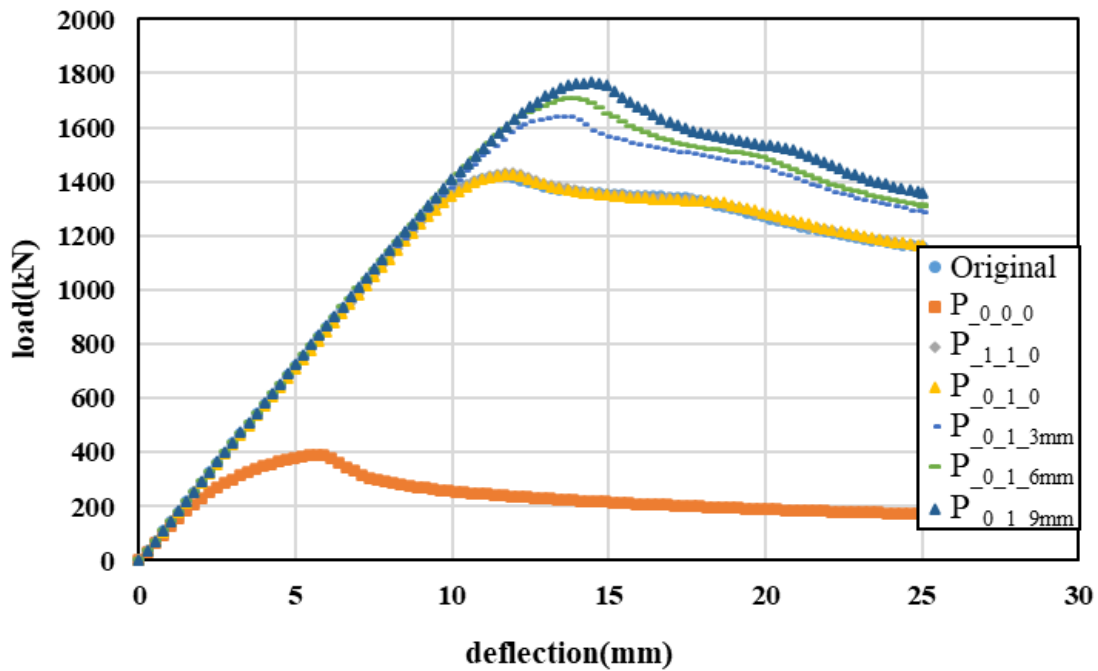


図 5-12 各当て板モデルおよび Original の荷重-たわみ曲線

表 5-5 各モデルの最大荷重

モデル	最大荷重 (kN)
Original	1419
P <sub>0_0_0</sub>	391
P <sub>1_1_0</sub>	1431
P <sub>0_1_0</sub>	1428
P <sub>0_1_3mm</sub>	1638
P <sub>0_1_6mm</sub>	1705
P <sub>0_1_9mm</sub>	1767

を施したモデルはすべて Original と同等以上まで耐荷力が回復していることが分かる。また、ウェブの引張方向の対角線に当て板を施したモデルはすべて Original 以上まで最大荷重が増加した。Original の最大荷重は 1419kN であり、表 5-6 に示すとおりせん断強度は LRFD の式よりも Fujii, 前田ら, 野阪らが提案した評価式の方が精度よく評価できていることが分かる。

図 5-12 から、P<sub>1\_1\_0</sub>, すなわち両方の腐食損傷位置に当て板を施した、従来の当て板

表 5-6 計算上のせん断強度と Original モデル最大荷重の比

		Originalモデル最大荷重との比
Originalモデル最大荷重	1419kN	1.00
LRFD公称せん断強度 $V_n$	1617kN	1.14
Fujii提案式 $V_{Fujii}$	1456kN	1.03
前田ら提案式 $V_{Maeda}$	1503kN	1.06
野阪ら提案式 $V_{pro}$	1407kN	0.99

補修工法のモデルと、 $P_{0.10}$ 、すなわち支点上補剛材のみに当て板を施したモデルの耐荷挙動がほとんど同じことが分かる。このことから検討したモデルにおいては、桁端部ウェブの当て板は耐荷力の回復には大きく寄与しておらず、同様の崩壊形状を持つ桁では桁端部ウェブには当て板をしないことで補修量を削減できると考えられる。

図 5-13 に本章で検討した各円孔ありモデルおよび Original の荷重-たわみ曲線を、表 5-7 に各モデルの最大荷重および Original との比を示す。C1, C2 は Original から最大荷重が減少している。C1 においては斜張力場内に円孔があり、斜張力場形成に寄与する要素が減少しているためであるが、C2 では計算上、円孔が斜張力場の外に位置しているが、円孔が斜張力場に影響を与えており、斜張力場の範囲は図 5-8 に示すものよりも広いものと考えられる。C3 では耐荷力は減少しておらず、斜張力場作用に影響のない位置に円孔があっても耐荷力には影響がないと考えられる。Original と比べて少し最大荷重が増加していることについての考察は、後述の応力分布の比較の項にて述べる。

C1, C2, C3 すべてのモデルで荷重-たわみ曲線の傾きがほぼ同じになっており、3つのモデルすべてで Original から同じ割合だけたわみが増加していることが分かる。これはウェブパネルの断面積が減少しているためであり、円孔の位置には関係ないと考えられる。

### 5.3.2 当て板モデルの座屈形状の比較

図 5-14 に Original の最大荷重時の Mises 応力分布のコンター図を示す。赤色は鋼材の降伏強度である  $325\text{N/mm}^2$  を示しており、青色は  $0\text{N/mm}^2$  を表している。図から最大荷重時にはウェブパネルが斜張力場を形成していることが分かる。図 5-15 に同じ位置での最終ステップ（載荷点の強制変位が  $25\text{mm}$  となる点）でのウェブの面外変位のコンター図を示す。ウェブが最大で  $49\text{mm}$  程度の面外変位をしていることから、ウェブがせん断座屈を起こしていることが確認できる。また、図 5-14 から支点上補剛材外側の応力がほとんどないことから、桁端部が耐荷力にほとんど寄与していないことが分かる。

次に、 $P_{0.00}$  の最大荷重時の Mises 応力分布を図 5-16 に示す。コンター図の色分けは図 5-14 と同じである。腐食損傷位置の近くの要素の応力が急激に大きくなっていることが分かる。また、図 5-17 に示すとおり、最終ステップで腐食損傷位置が大きく変形

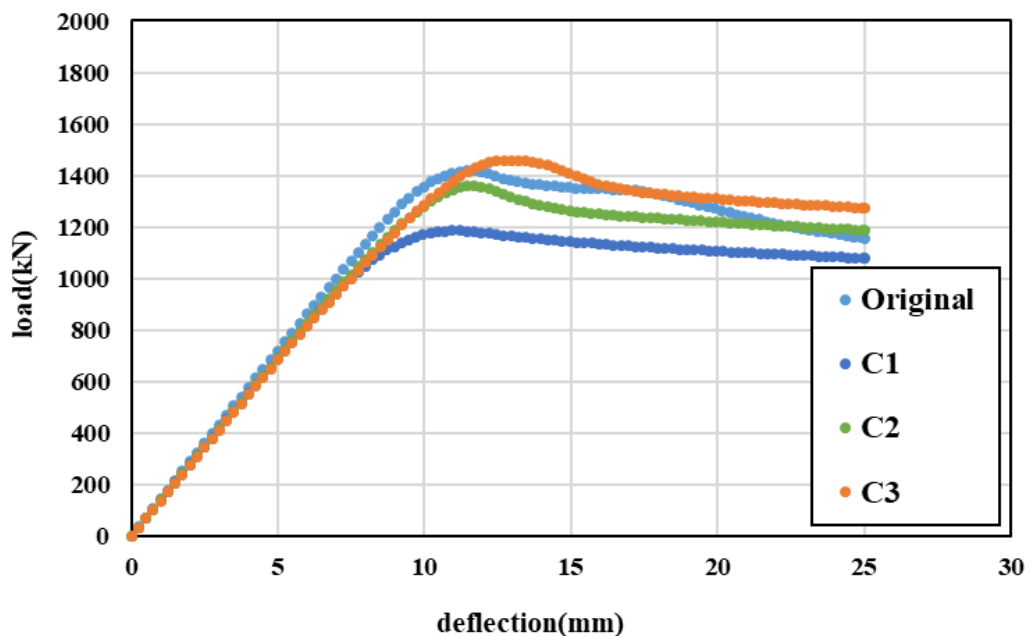


図 5-13 各円孔ありモデルの荷重-たわみ曲線

表 5-7 各モデルの最大荷重および Original との比

モデル	Original	C1	C2	C3
最大荷重(kN)	1419	1187	1359	1460
Originalとの比		0.84	0.96	1.03

していることから、 $P_{0_0_0}$ では腐食損傷位置付近で局部座屈が起こっていると考えられる。

$P_{0_0_0}$ の最大荷重と同程度の荷重で、 $P_{0_1_0}$ でも同じ箇所でわずかに応力集中が生じている(図 5-18)。荷重が大きくなるにつれて、この個所での応力も大きくなるが、補修モデルの座屈形状は腐食損傷位置付近の局部座屈でなく、Originalと同様、ウェブのせん断座屈である。そこで、腐食損傷位置付近の応力と座屈形状の関係を調べるために、Original、 $P_{0_0_0}$ 、 $P_{1_1_0}$ 、 $P_{0_1_0}$ において図 5-19 に示す 1-10 の要素の応力を確認した。各モデルの要素 1-10 の荷重-Mises 応力曲線を図 5-20~5-23 に示す。凡例は 4 つの図すべてで図 5-14 に示すものと同じであり、グラフ内の黒色の直線は鋼材の降伏強度  $\sigma_y=325\text{N/mm}^2$  を示している。グラフの縦軸は Original、 $P_{1_1_0}$ 、 $P_{0_1_0}$ においては最大 1600kN で同じだが、 $P_{0_0_0}$ は最大荷重が小さいのでグラフの縦軸も 450kN と他より小さくなっている。

図から  $P_{0_0_0}$ ではほとんどの要素が 200kN 程度で降伏強度に達しており、局部座屈が生じていることが要素の応力からも読み取れる。 $P_{1_1_0}$  および  $P_{0_1_0}$  においては Original より応力は大きくなっているが、一番応力が大きい「2」の要素でも降伏強度に

は達しておらず、局部座屈は生じていないと考えられる。P<sub>110</sub>とP<sub>010</sub>を比べると、P<sub>110</sub>の方が、応力が全体的に少し小さくなっており、これは桁端部ウェブの当て板の効果だと考えられるが、図から桁端部ウェブに当て板がない場合でも要素は降伏に達しておらず、桁端部ウェブの当て板が耐荷力の回復に影響を与えないことが要素の応力からも確認できた。

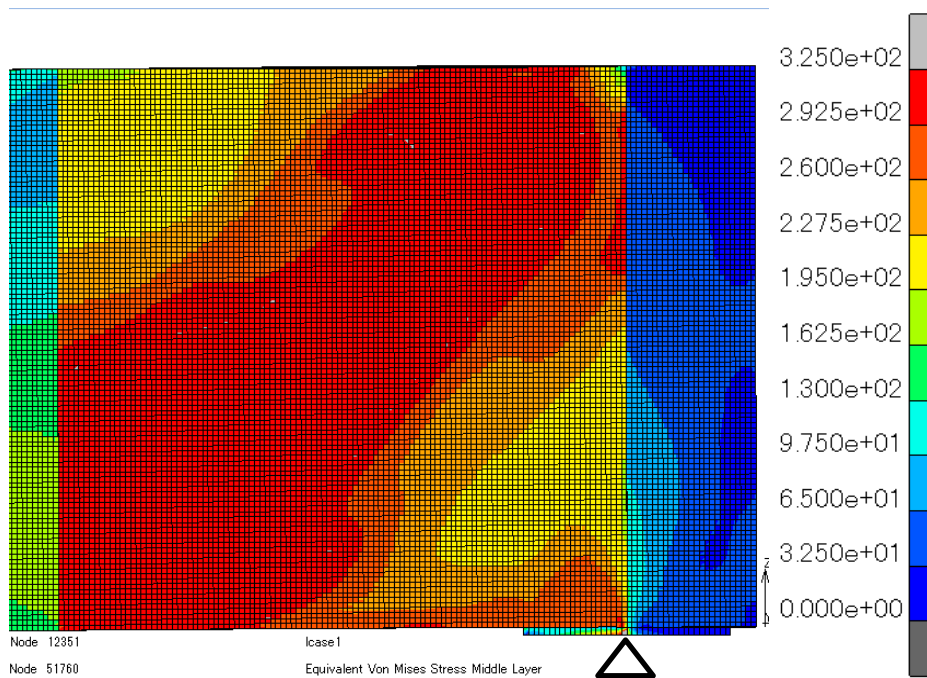


図 5-14 最大荷重時の Mises 応力分布 (Original)

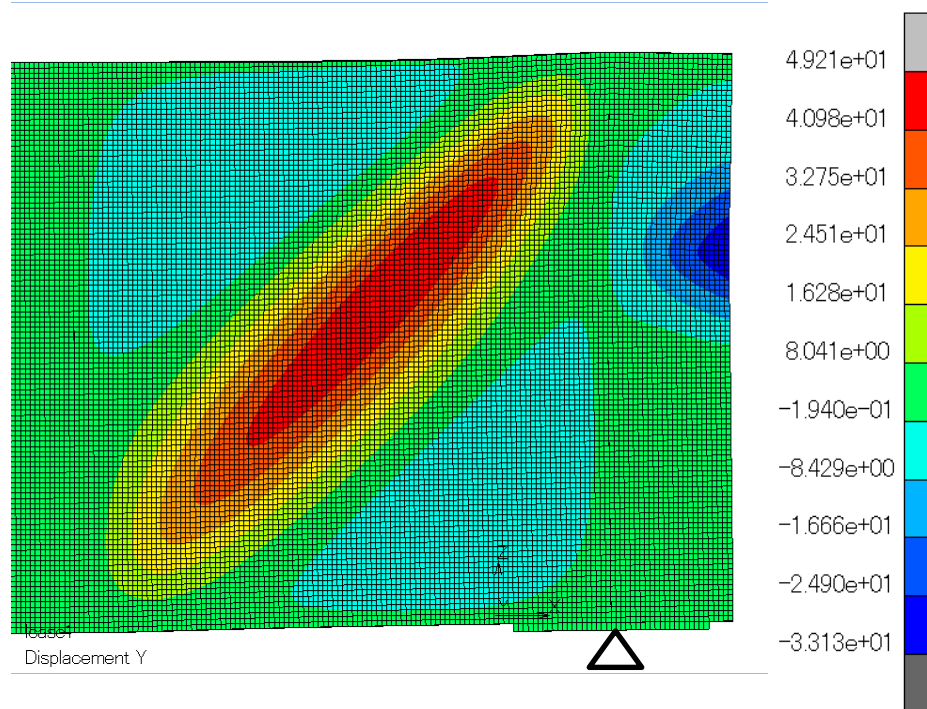


図 5-15 最終ステップでの面外変位 (Original)

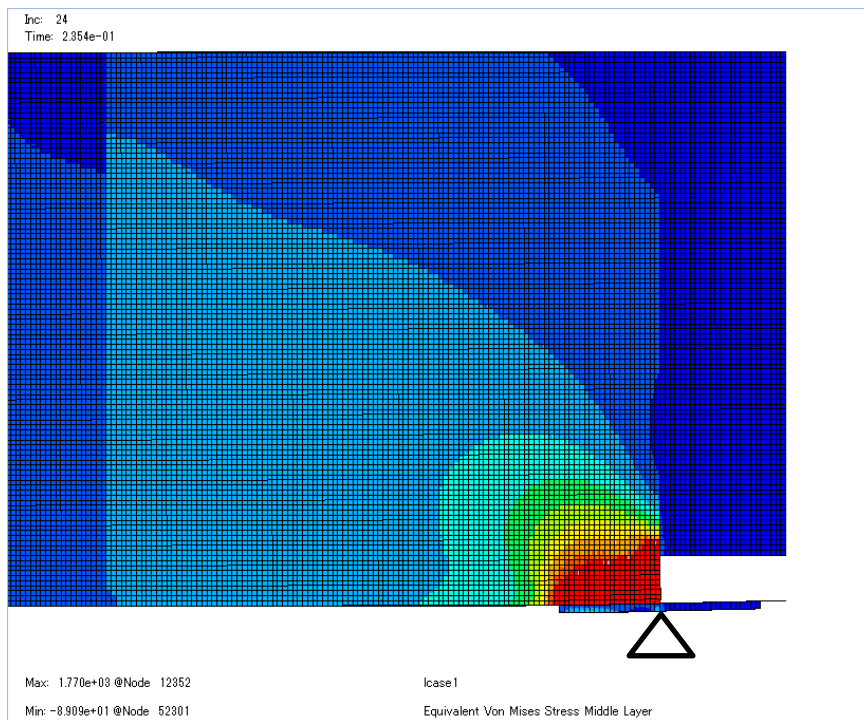


図 5-16 最大荷重時の Mises 応力 (P\_0\_0\_0)

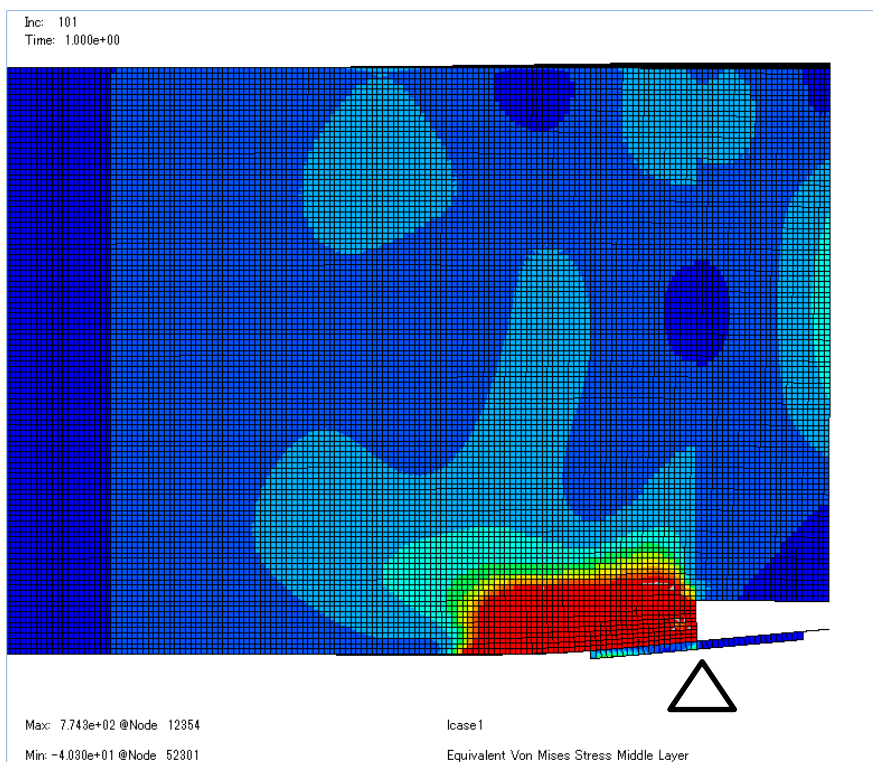


図 5-17 最終ステップでの変位 (P\_0\_0\_0)

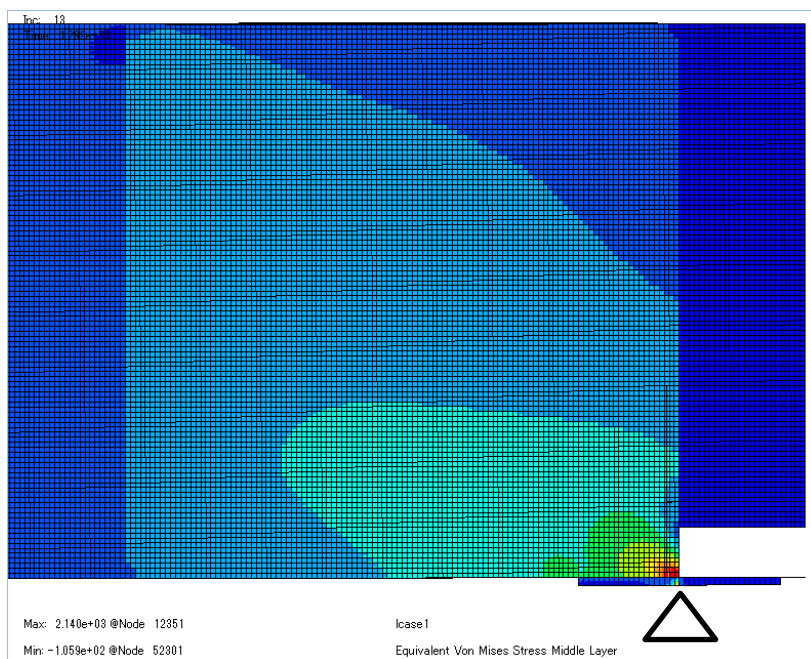


図 5-18 腐食損傷位置付近での応力集中 (P\_0\_1\_0)

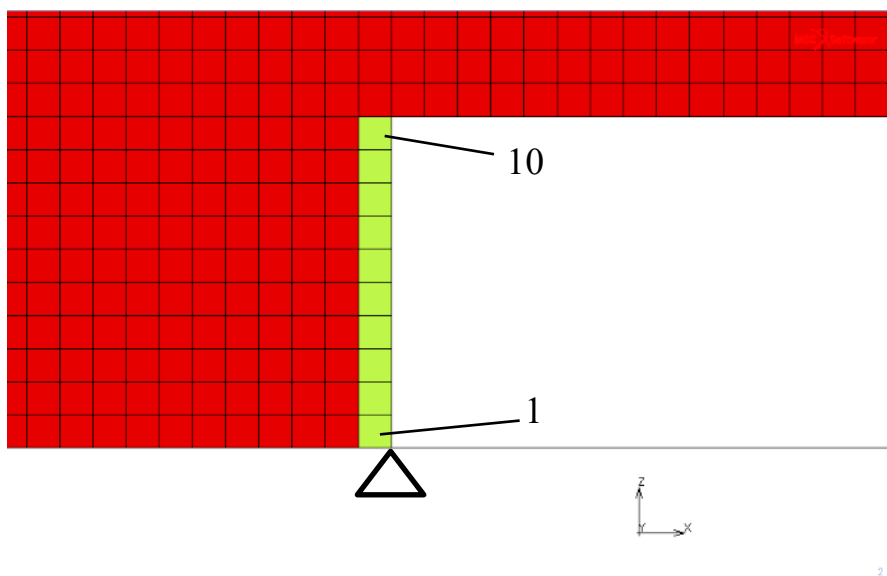


図 5-19 応力を確認した要素

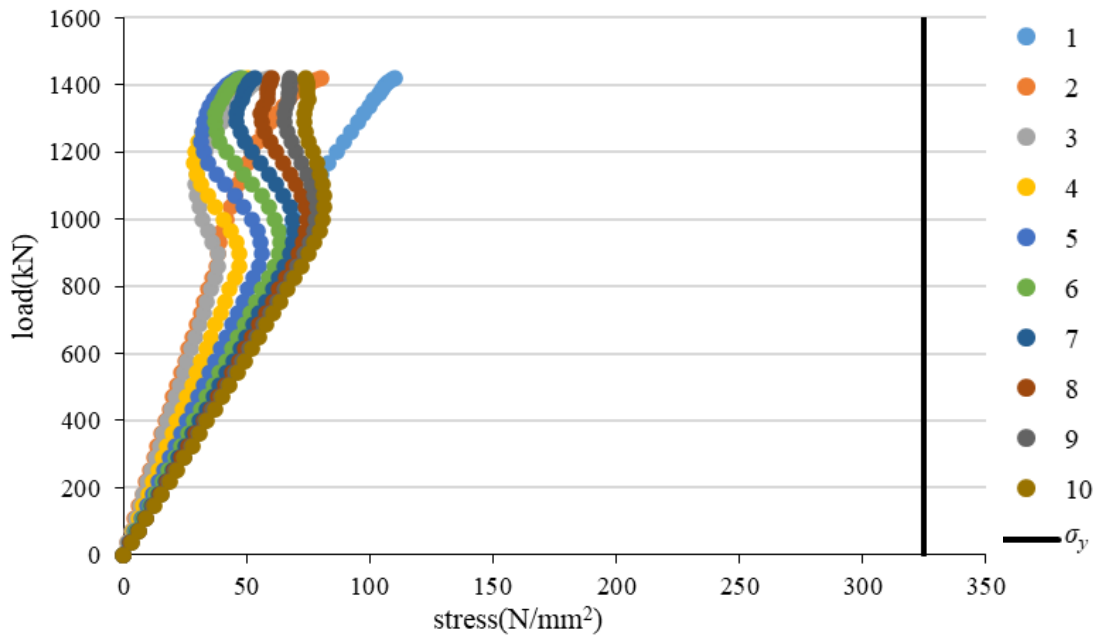


図 5-20 腐食損傷位置付近の要素の荷重- Mises 応力曲線 (Original)

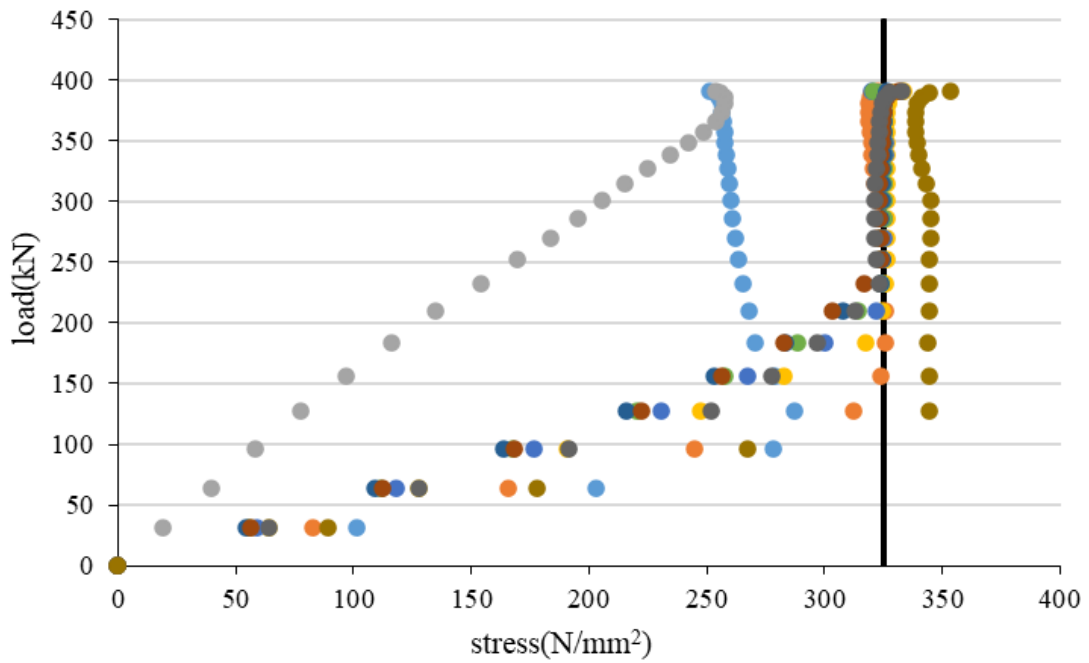


図 5-21 腐食損傷位置付近の要素の荷重- Mises 応力曲線 (P<sub>0\_0\_0</sub>)



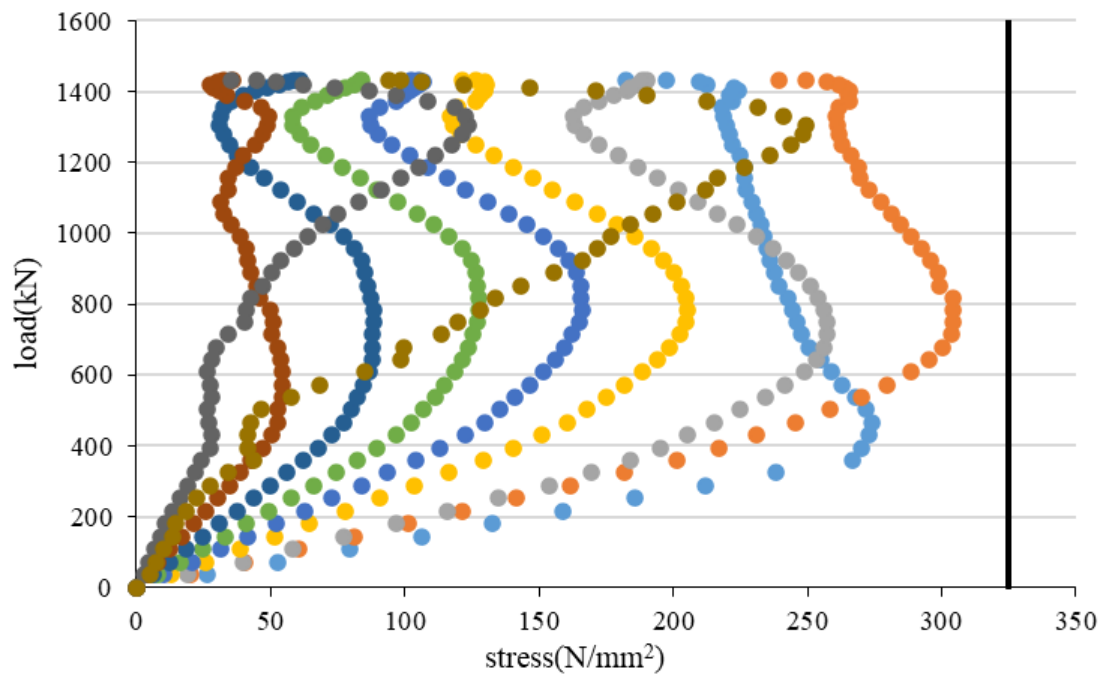


図 5-22 腐食損傷位置付近の要素の荷重- Mises 応力曲線 (P<sub>-1\_1\_0</sub>)

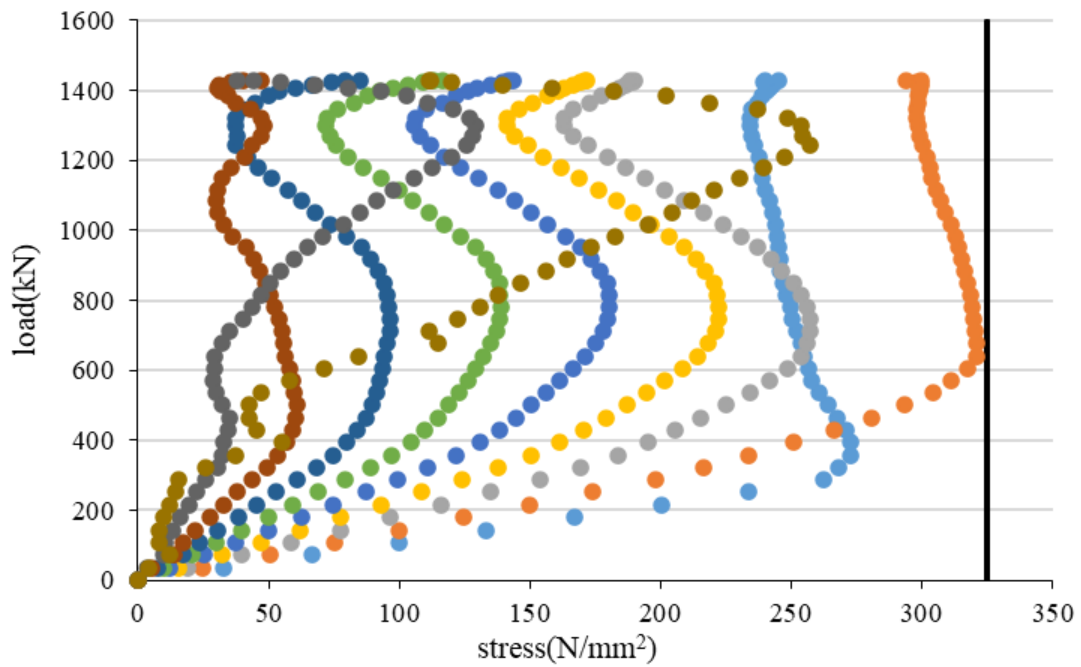


図 5-23 腐食損傷位置付近の要素の荷重- Mises 応力曲線 (P<sub>0\_1\_0</sub>)

### 5.3.3 ウェブの引張方向の対角線の当て板の効果の検討

図 5-13, 表 5-5 に示したとおり, ウェブの引張方向の対角線に当て板をしたモデルは Original モデルよりも耐荷力が大きくなっており, 当て板が厚くなるにつれ, 桁の耐荷力も大きくなった.

図 5-24~5-26 に  $P_{0_1_3mm}$ ,  $P_{0_1_6mm}$ ,  $P_{0_1_9mm}$  の最大荷重時での Mises 応力分布を示す. 上図はウェブの引張方向の対角線に当て板を表示したコンター図で, 下図は表示していないコンター図である. またコンター図の色分けについては, 図 5-14 と同様である. 図 5-14 と図 5-24 を比較すると, ウェブの斜張力場の応力が少し小さくなっていることが分かる. また図 5-24~5-26 から, 当て板の厚さが大きくなると, ウェブ応力が小さくなる部分の範囲が大きくなっていることが分かる. このことから, 引張方向の対角線の当て板がウェブの応力を分担しており, そのため桁の耐荷力が大きくなったと考えられる.

各モデルにおける, 端部ウェブパネルの中央の 1 要素 (図 5-27) の Mises 応力-荷重曲線を図 5-28 に示す. 図 5-28 は各モデルの最大荷重までのデータを載せている. ウェブの引張方向の対角線に当て板があるモデルは, 他のモデルより, 同じ荷重に対してウェブの応力が小さくなっており, 当て板がウェブの応力を分担していることがここからもわかる. また, 当て板が厚くなるほど, 同じ荷重に対するウェブの応力も小さくなっている. Original,  $P_{1_1_0}$ ,  $P_{0_1_0}$ ,  $P_{0_1_3mm}$  は荷重が最大に達する前に要素の応力が減少しているが, これはウェブのせん断座屈が生じているためである.  $P_{0_1_3mm}$  では, Original,  $P_{1_1_0}$ ,  $P_{0_1_0}$  よりも, 最大荷重に対して要素の応力が減少し始めるタイミングが遅く,  $P_{0_1_6mm}$ ,  $P_{0_1_9mm}$  では桁が最大耐力に達するまで要素の応力が減少し始めないことから, ウェブの引張方向の対角線に当て板をすることで, ウェブのせん断座屈を抑制する効果があることが分かる. ただし, 最終的にはいずれのモデルもウェブのせん断座屈が生じている.

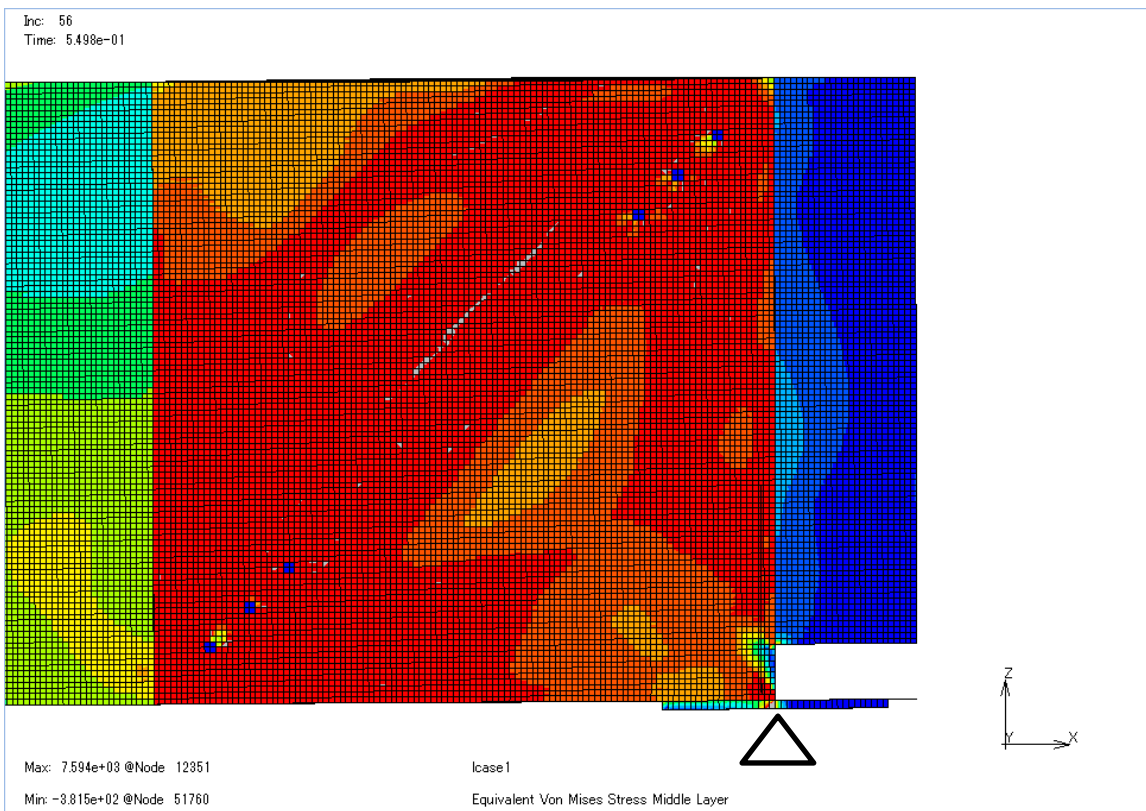
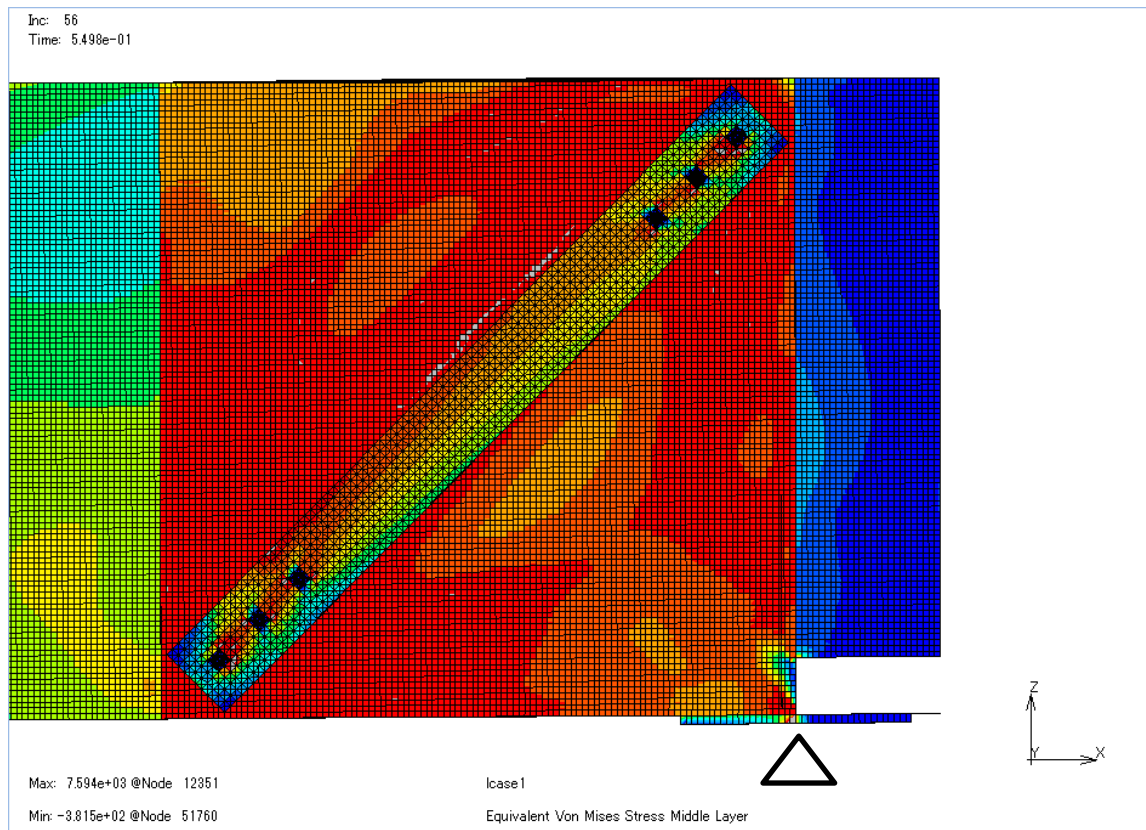


図 5-24 最大荷重時の Mises 応力分布 ( $P_{0\_1\_3mm}$  上: 当て板あり, 下: 当て板なし)

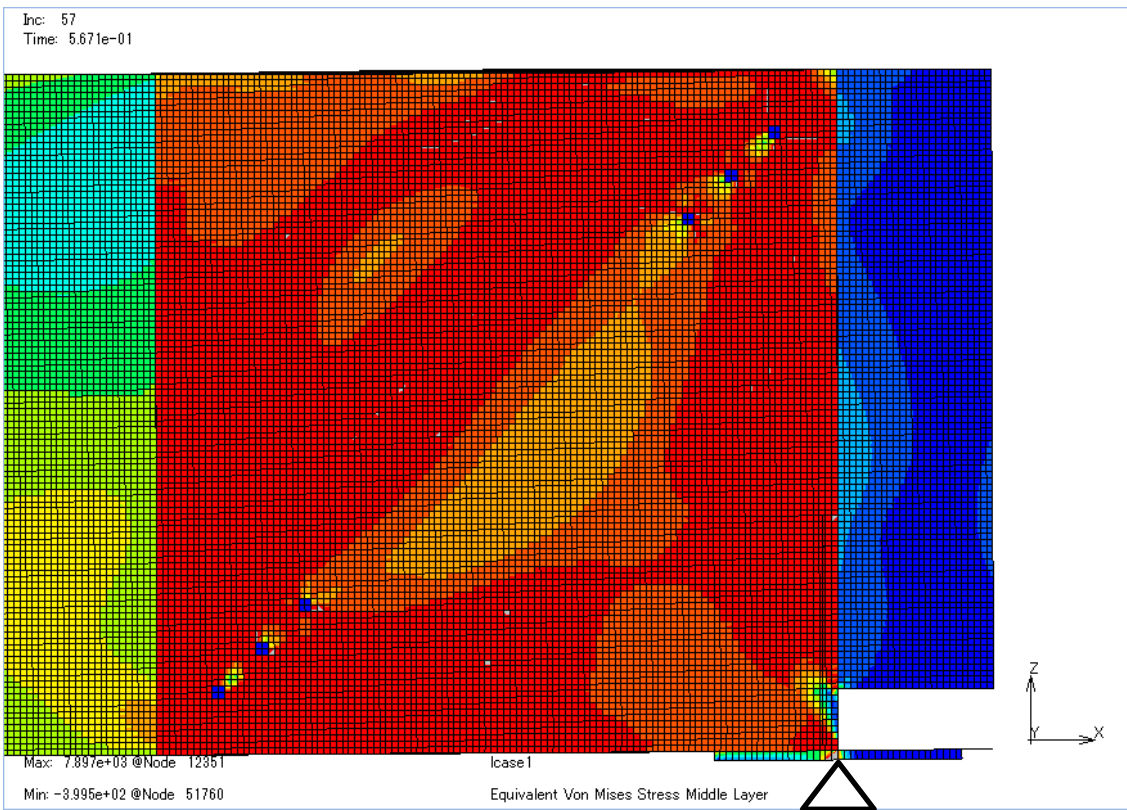
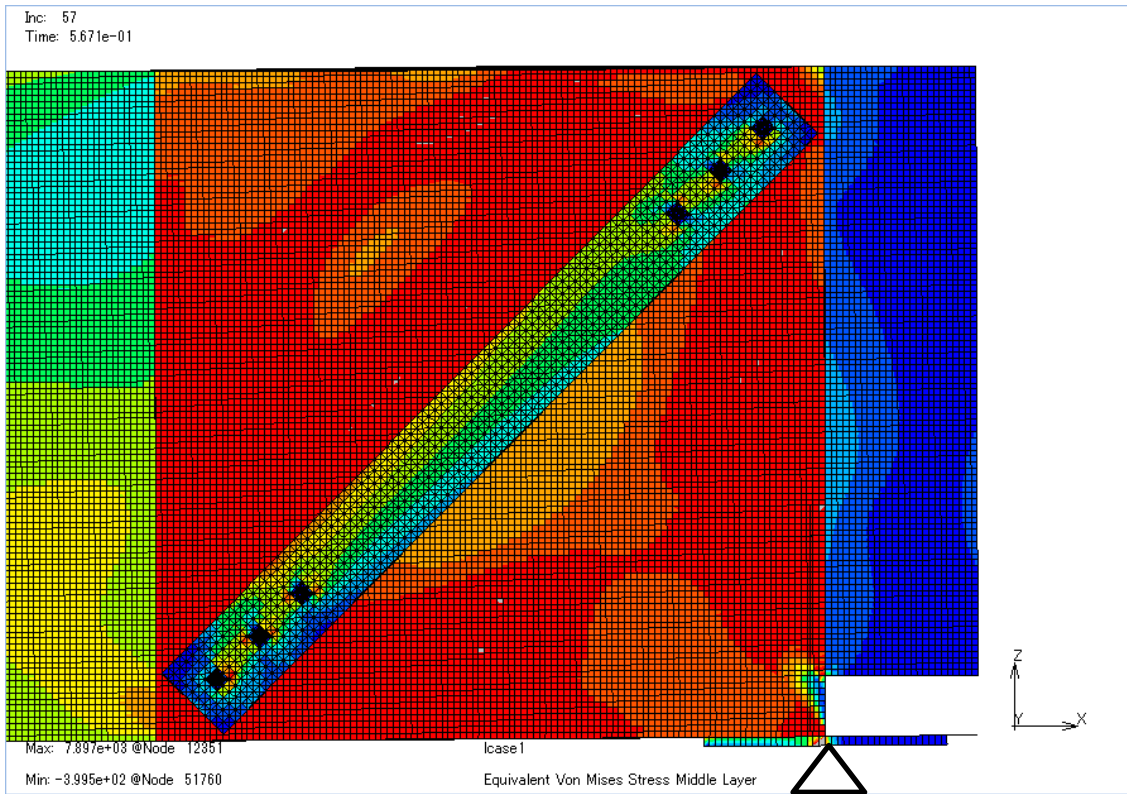


図 5-25 最大荷重時の Mises 応力分布 (P\_0\_1\_6mm 上: 当て板あり, 下: 当て板なし)

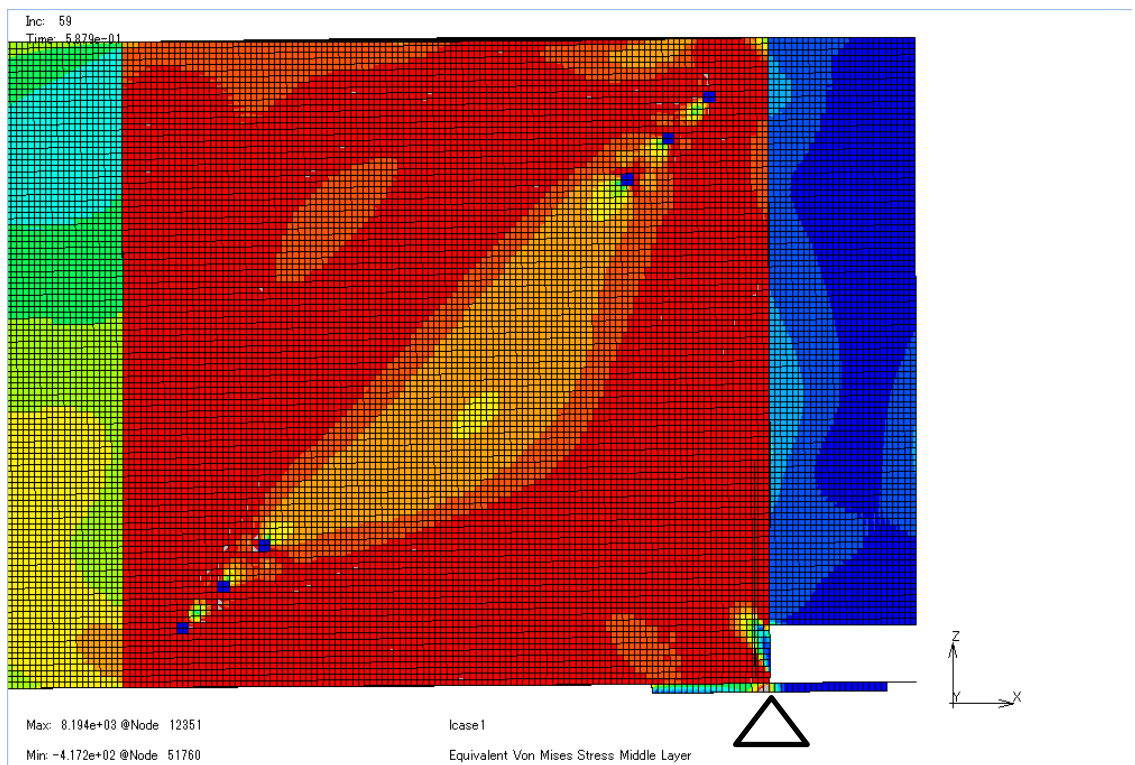
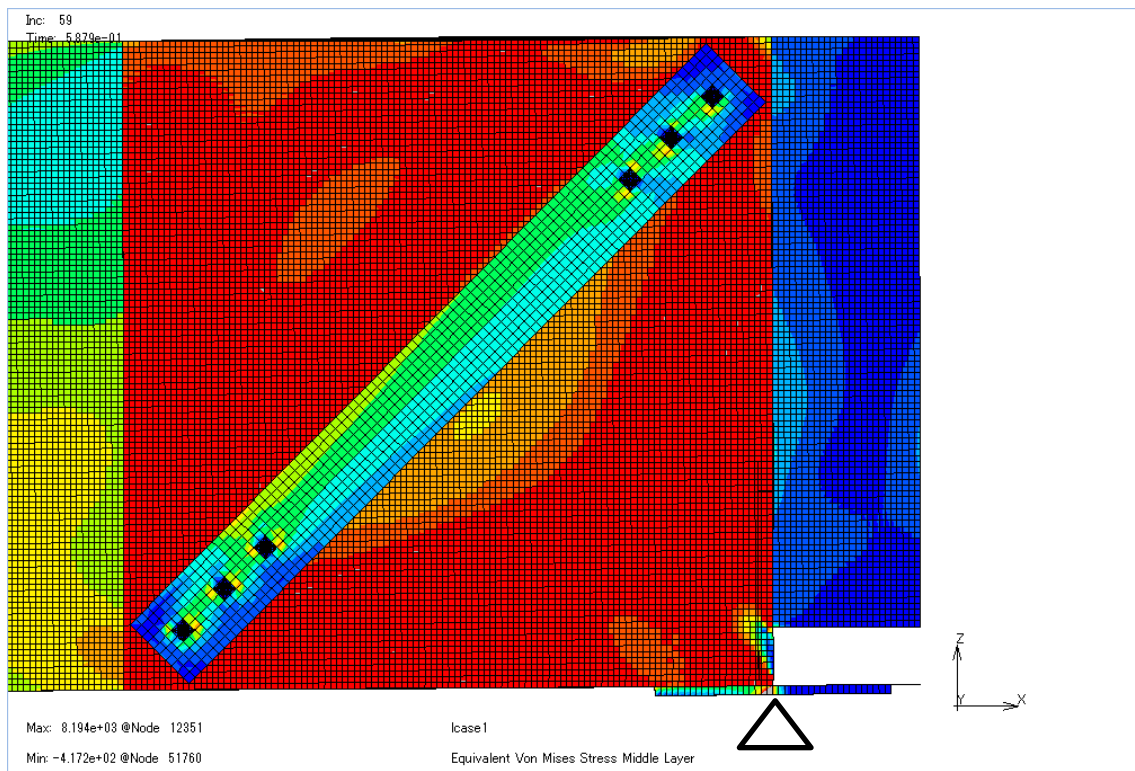


図 5-26 最大荷重時の Mises 応力分布 ( $P_{0.1.9\text{mm}}$  上: 当て板あり, 下: 当て板なし)

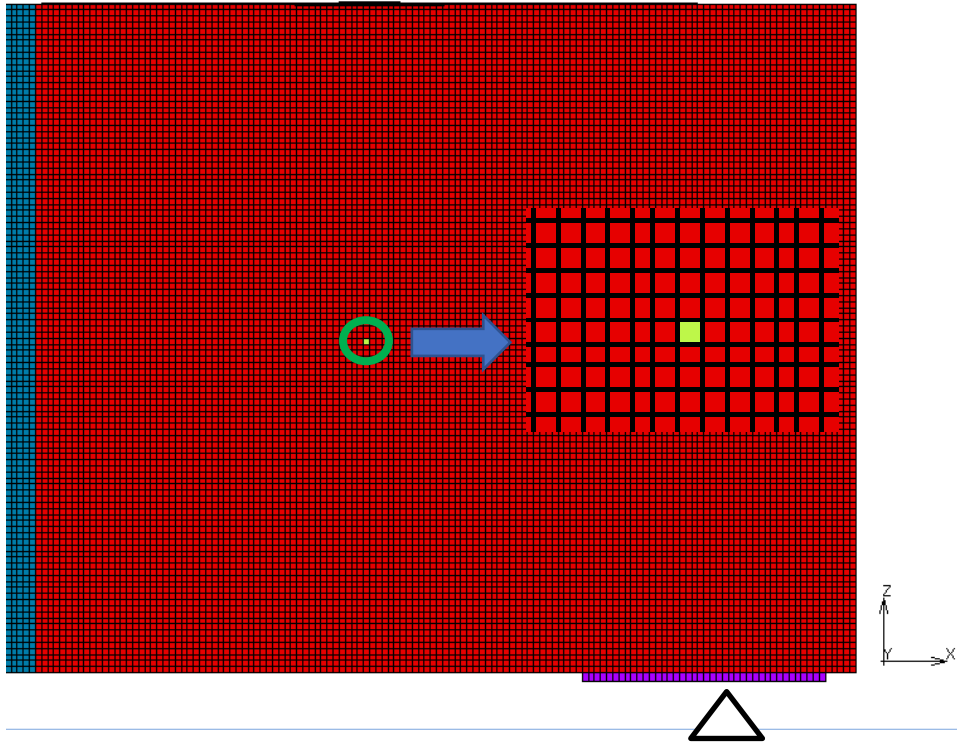


図 5-27 ウェブ応力を比較するために着目した要素

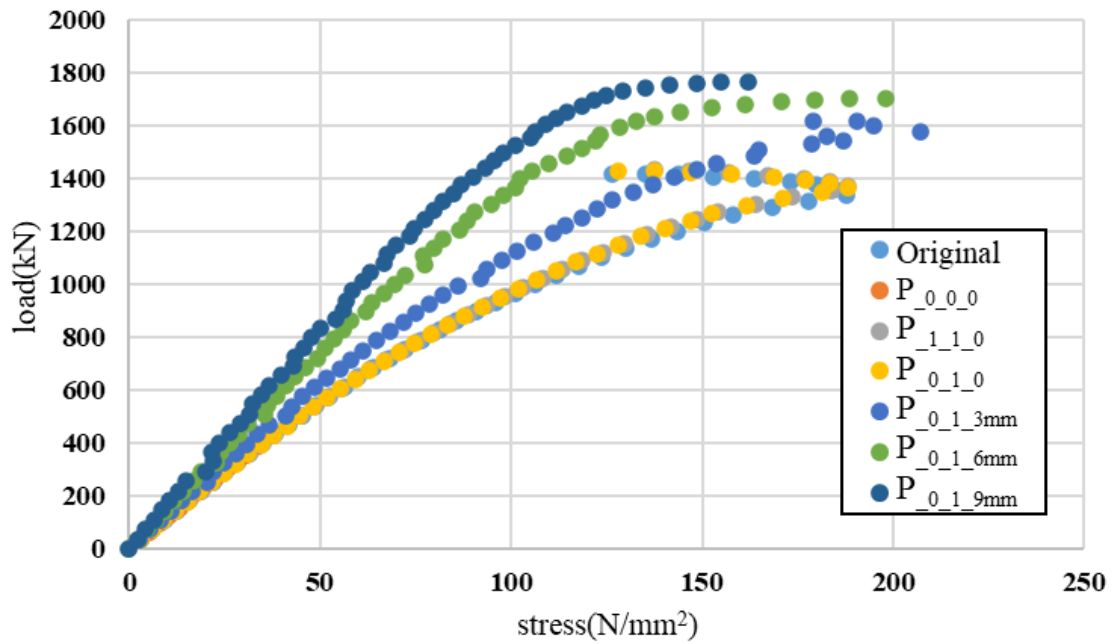


図 5-28 当て板モデルのウェブの 1 要素における Mises 応力の比較

#### 5.3.4 円孔ありモデルの応力分布の比較

図 5-29～5-32 に各モデル最大荷重での主応力分布を示す。コンター図の色分けについては、すべての図で、図 5-29 に示すものと同じであり、赤色が引張、青色が圧縮を示している。灰色になっている要素は鋼材の降伏強度 ( $325\text{N/mm}^2$ ) 以上の応力が発生していることを表している。円孔周辺の要素に応力が集中しているが、図から C1, C2, C3 すべての円孔ありモデルにおいて斜張力場が発生しており、円孔ありモデルでもウェブのせん断座屈によって崩壊していることから、円孔による崩壊形状への影響はほとんどないと考えられる。図 5-30, 5-31 から、C1, C2 では円孔が斜張力場の形状に影響を与えており、引張として抵抗する要素が減っていることから最大荷重が **Original** から減少したと考えられる。

図 5-33～5-36 に最終ステップでの各モデルの主応力分布を示す。コンター図の色分けについては、図 5-29 に示すものと同じである。C2, C3 においてもはっきりと斜張力場が形成されていることが分かり、C3 では円孔が離れた位置にあるため、斜張力場を形成する要素が円孔によって減少していることは無いと考えられる。

図 5-29, 5-33 から C1 においては、円孔の上下の領域にも少し引張力が働いているのが見られるなど、斜張力場外側の応力分布が **Original** と比較して異なる部分があるが、ほぼ同じ位置に圧縮応力場が見られ、斜張力場の形成過程はほぼ同じであると考えられる。図 5-35, 36 から、C2, C3 では、パネル右下側の円孔付近の位置で圧縮応力場が見取れるが、左上側の圧縮応力場は **Original** ほど発達していないことがわかる。また、円孔の右下の位置にも斜張力場が発達していることが分かる。C3 においてはパネル中央の斜張力場に影響を与えない位置に円孔があることと、円孔外側にも引張応力場が発達し、結果的に引張として抵抗する要素が **Original** より増えたことで最大荷重が少し増えたと考えられる。

以上より、斜張力場に影響を与えない程度に離れた位置に円孔を設けることで、桁の最大荷重を減らさずに、桁端部の閉塞的な環境を改善できる新規構造形式を実現できることを示すことができた。

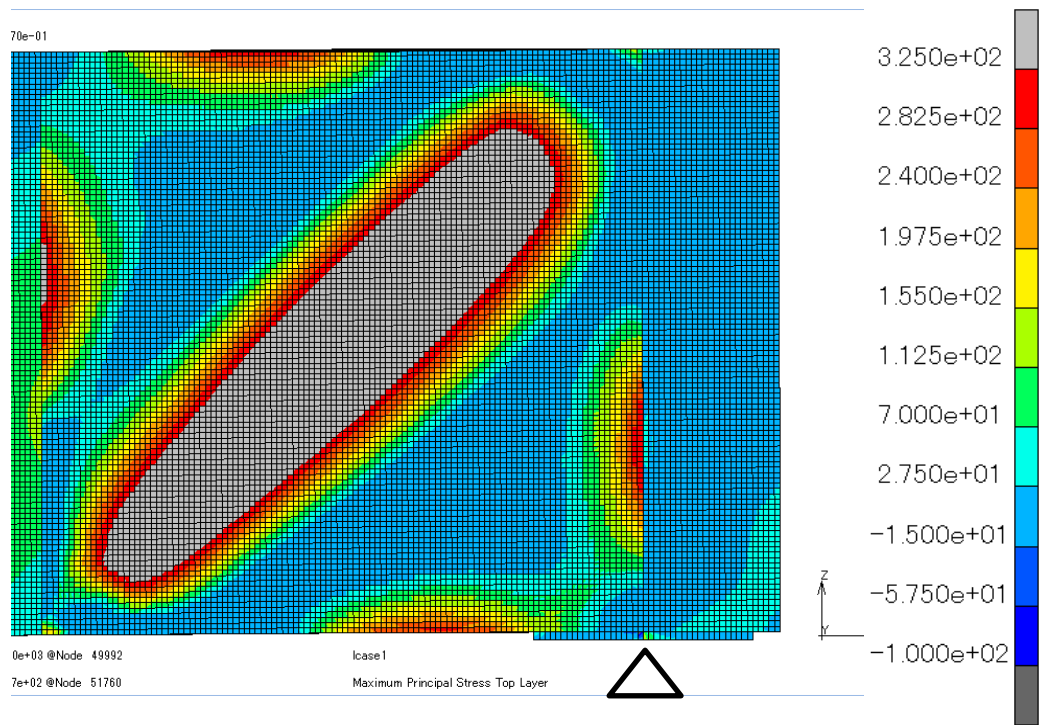


図 5-29 最大荷重時の主応力分布 (Original)

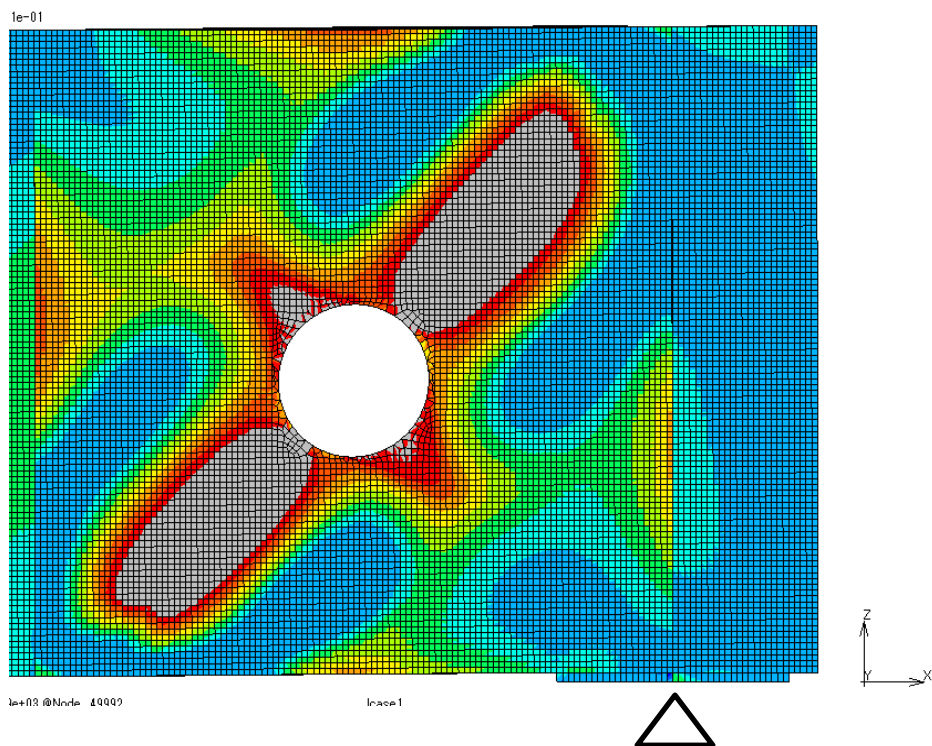


図 5-30 最大荷重時の主応力分布 (C1)



-01

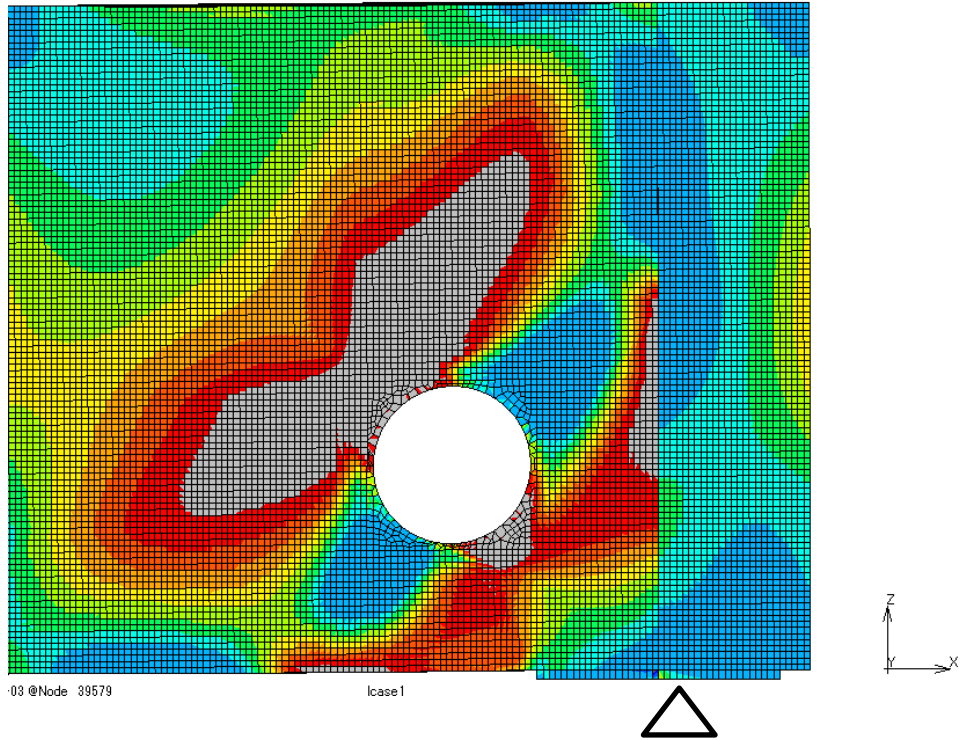


図 5-31 最大荷重時の主応力分布 (C2)

82e-01

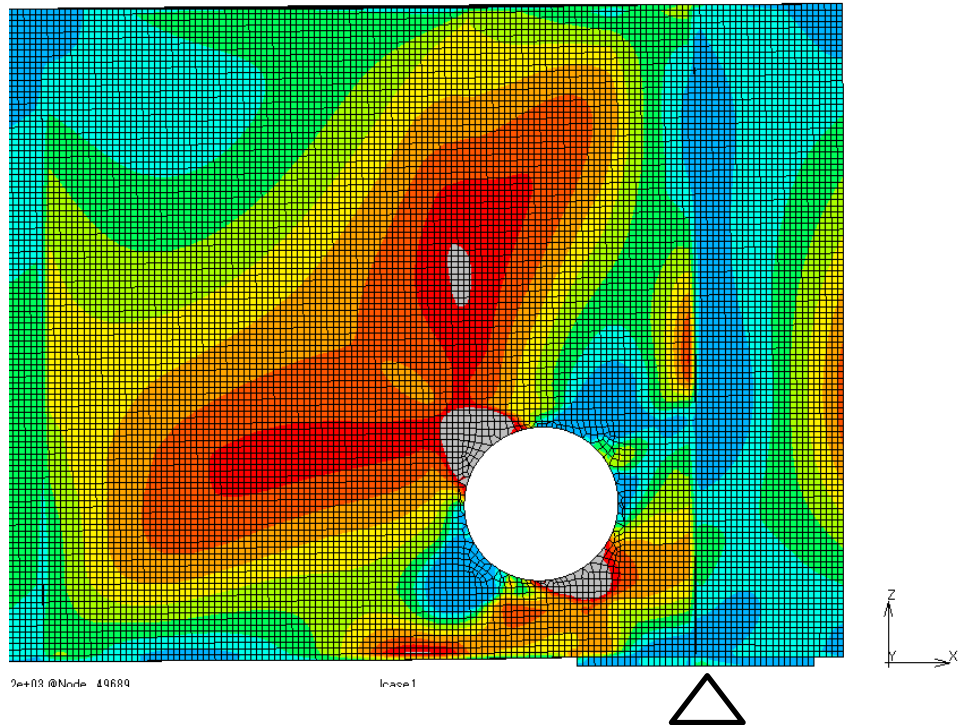


図 5-32 最大荷重時の主応力分布 (C3)

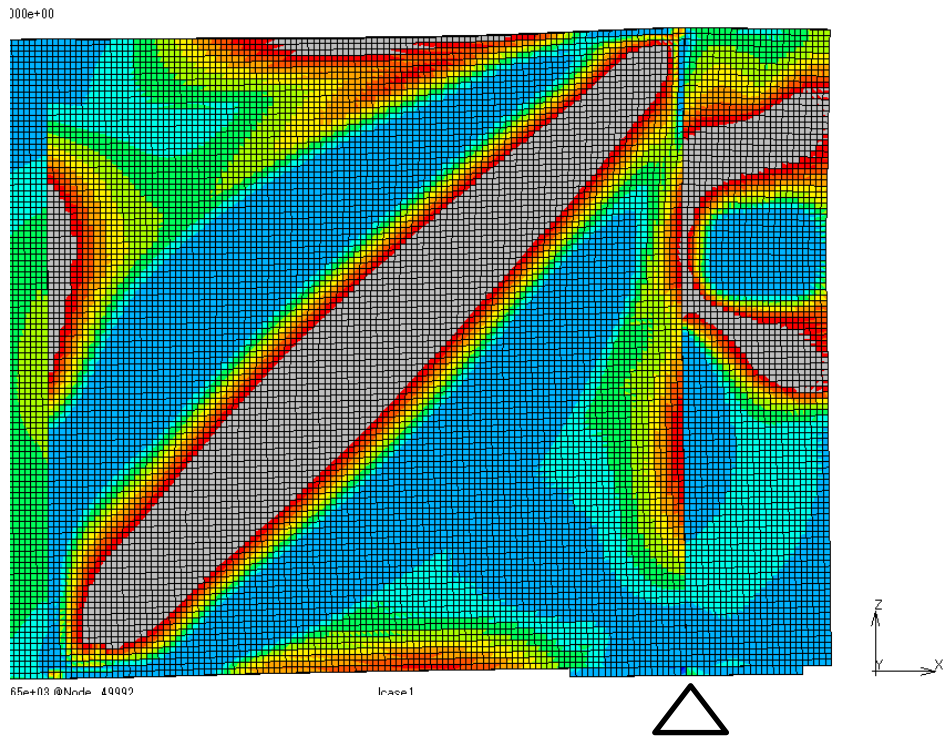


図 5-33 最終ステップでの主応力分布 (Original)

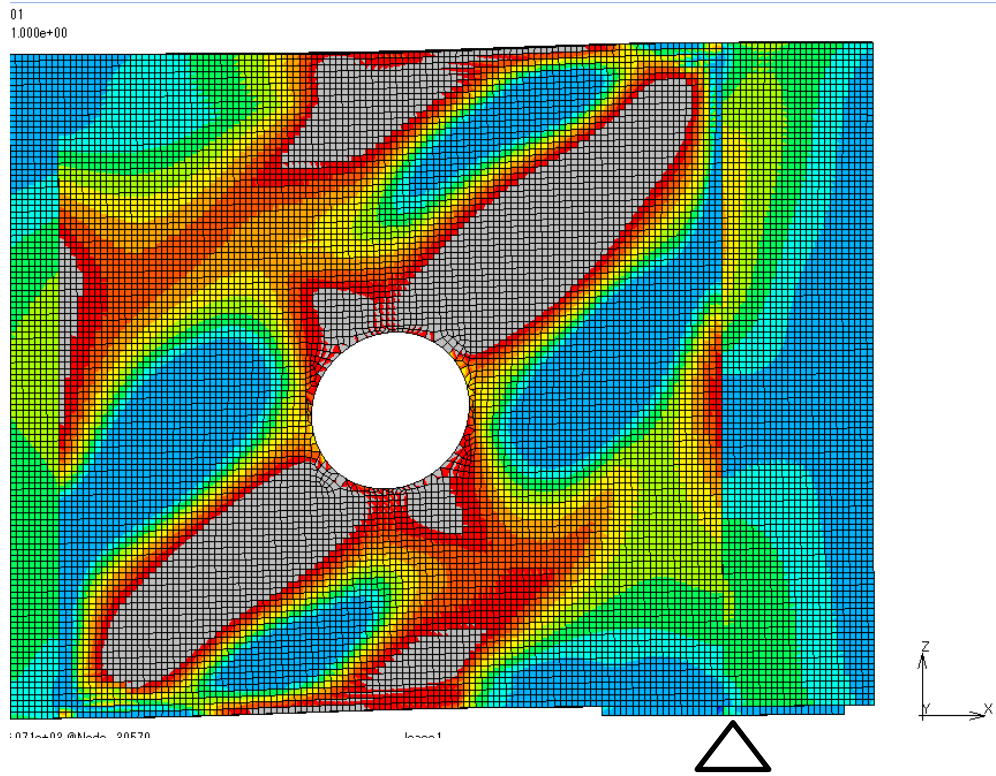


図 5-34 最終ステップでの主応力分布 (C1)

101  
1.000e+00

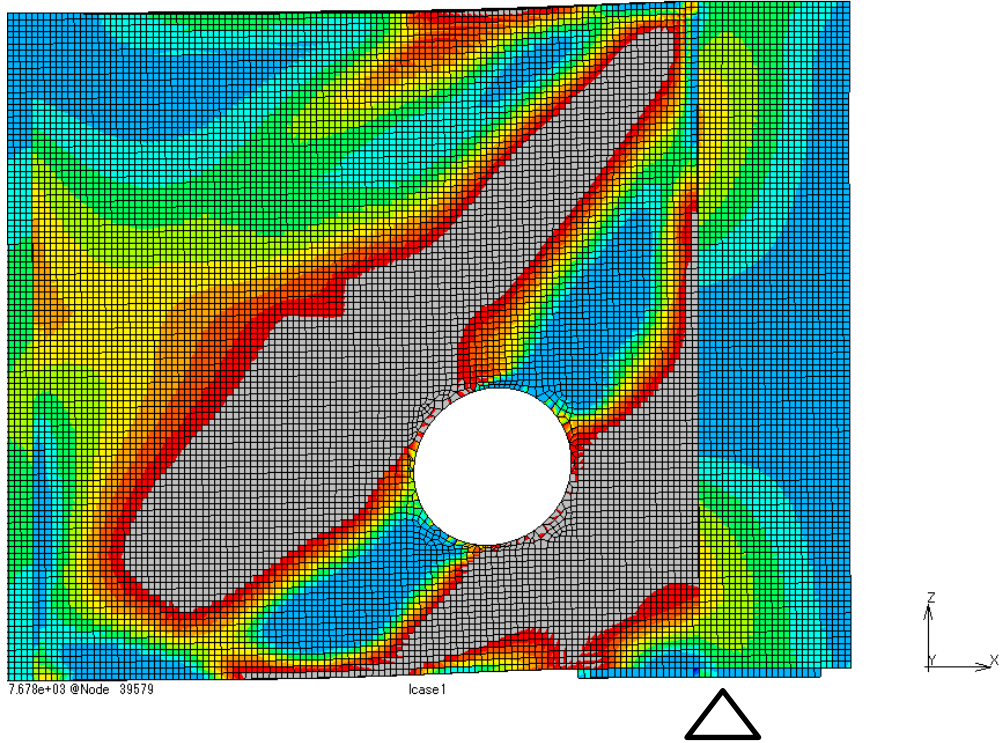


図 5-35 最終ステップでの主応力分布 (C2)

100e+00

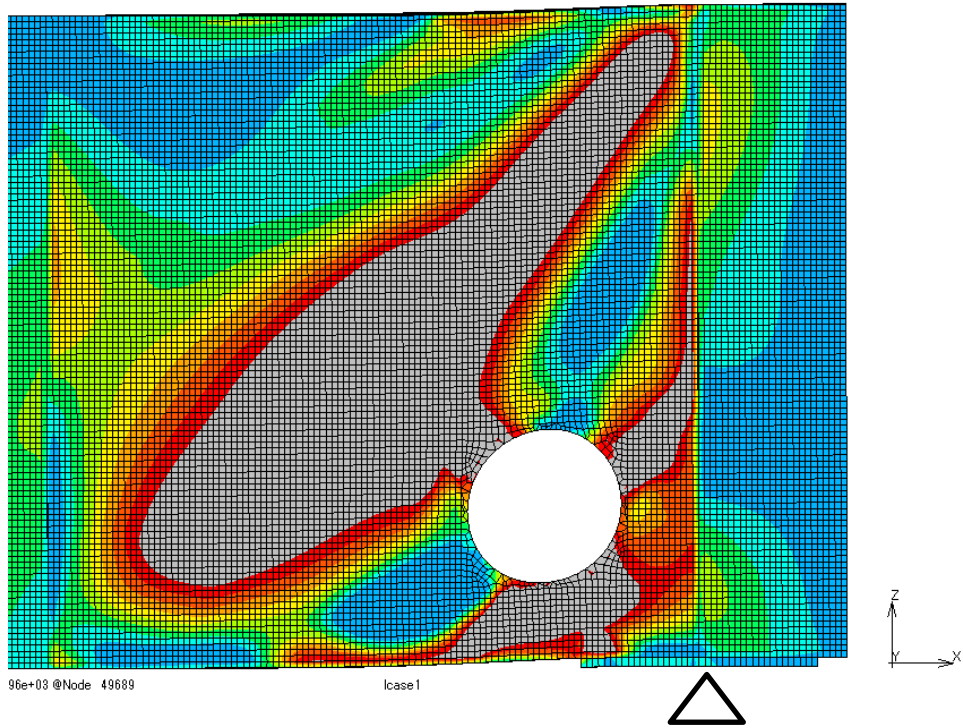


図 5-36 最終ステップでの主応力分布 (C3)

## 5.4 まとめ

本章では、ウェブがせん断座屈を起こす鋼 I 桁を対象に、腐食を有していない桁と、支点上補剛材と桁端部ウェブに腐食損傷を有する桁に複数の組み合わせの当て板を施した際の耐荷力について解析的検討を行い、比較することで、耐荷力をもとの状態と同じ程度まで回復するための最小当て板および腐食位置に関係なく用いることのできる汎用性のある当て板補修について検討した。また、桁端部の閉塞的環境の改善を目的として端部ウェブパネルに円孔を設けたモデルの耐荷力について解析的検討を行った。

腐食損傷のある桁は、腐食損傷位置付近のウェブで局部座屈が発生していたが、支点上補剛材の当て板のみで防ぐことができた。また、耐荷力については、両方の腐食損傷位置に当て板をした場合と、支点上補剛材のみに当て板をした場合と、両方で元の腐食のない状態の耐荷力と同程度まで回復した。以上より、本章で検討したようなウェブでせん断座屈が生じる桁においては、支点上補剛材外側の桁端部ウェブが耐荷力に寄与する割合は低く、桁端部ウェブに当て板をしないことで、全体の補修量を減らすことができると考えられる。

ウェブの引張方向の対角線に当て板を施すことで、腐食のない状態以上まで耐荷力が回復した。これは当て板がウェブの応力を分担し、ウェブのせん断座屈を抑制するためである。ウェブの引張方向の対角線の当て板は、腐食損傷の位置に関係なく用いることができるため、汎用性のある当て板補修であると考えられる。

斜張力場から離れた位置に円孔がある場合は、斜張力場の応力状態に大きな影響を与えず、最大荷重が円孔のないモデルとほとんど同じとなった。これより、斜張力場形成に影響を与えない程度に離れた位置に円孔を設けることで、通気性の良い、新たな構造形式を実現できることを示した。

## 参考文献

- 5-1) 白倉誠，金銅晃久，山口隆司，畠中彬，三ツ木幸子，橋本国太郎，杉浦邦征：鋼道路橋の腐食した桁端の耐力特性とその設計法に関する 2，3 の考察，構造工学論文集，Vo.56A，pp.722-732，2010.
- 5-2) 白倉誠，山口隆司，豊田雄介，三ツ木幸子，金銅晃久：鋼桁端部の支点上のウェブと補剛材の下端腐食範囲の違いがその耐力特性に及ぼす影響，構造工学論文集，Vo.57A，pp.724-734，2011.
- 5-3) 白倉誠，鈴木康夫，山口隆司，三ツ木幸子：腐食した桁端部の耐力特性を踏まえた崩壊プロセスからの分類とその分析，土木学会論文集 A1，Vol.73，No.2，pp.443-455，2017.
- 5-4) 白倉誠，宮下剛，佐々木栄一，三ツ木幸子，山崎努，杉山俊幸：腐食損傷を有する鋼 I 桁端部の耐力推定方法に関する一考察，土木学会論文集 A1，Vol.73，No.3，pp.560-578，2017.

- 5-5) 井比亨, 北根安雄, 三ツ木幸子: 腐食した鋼桁端部に対する当て板補修の性能回復機構に関する研究, 構造工学論文集, Vol.65A, pp.466-478, 2019.
- 5-6) T.Fujii: On an Improved Theory for Dr. Basler's Theory, IABSE 8th Congress. Final Rep., New York, pp.477-487, 1968.
- 5-7) 前田亮太, 野村昌孝, 野阪克義, 奥村学, 伊藤満: ハイブリッド桁の斜張力場作用を考慮したせん断耐荷力に関する研究, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.97-108, 2007.
- 5-8) 野阪克義, 大野雄史: ハイブリッド桁の曲げ-せん断相関およびせん断耐荷力式に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.60A, pp.70-79, 2014.



## 第 6 章 結論

### 6.1 本研究の成果

本論文では、連続合成桁を対象に、ウェブにフランジよりも低強度の鋼材を用いたハイブリッド桁構造としたときの、連続桁の一部分でウェブが降伏した際の正曲げ断面および負曲げ断面の曲げ・たわみ挙動について把握し、桁断面の降伏によるモーメント再分配について解明した。また、様々な支間長比や負曲げ断面の諸元を持つ連続合成桁を対象に、正曲げ断面が全塑性化した際の曲げモーメント分布を把握し、正曲げ・負曲げのどちらで断面設計が決定されても、正曲げ断面の強度として全塑性曲げモーメントを低減する必要はないことを示した。

鋼桁の維持管理においては、ウェブがせん断座屈を起こす鋼桁を対象に、支点上補剛材と桁端部のウェブに腐食を想定した欠損を有する場合の当て板補修について、鋼桁の耐荷メカニズムを明らかにし、当て板補修量の低減および、汎用性のある当て板補修について示した。また、同様の桁を対象とし、端部の閉塞的な環境を改善し、かつ、最大耐荷力が元の構造から減少していない新規構造について提案した。

以下に各章において得られた結論について述べる。

**第 1 章**ではまず、本研究の背景として、合成桁設計の現状や、求められている合理的な主桁設計、諸外国の設計示方書で認められている主桁設計について述べた。維持管理については、問題点や補修などの対策の現状、新規構造形式に対する検討について述べた。また、これら合成桁設計および桁端構造について、より合理的かつ経済的な設計を提案するために曲げ耐荷力やせん断耐荷力などの挙動について詳細に把握することの重要性を述べた。さらに、本研究に関連する既往の研究について述べ、本研究の目的を明確にした。

**第 2 章**では、3 径間連続合成桁を対象に、SBHS500 を用いたホモジニアス桁およびそれを参考に、ウェブ鋼材を SM490Y にするとして設計した 2 種のハイブリッド桁について、正曲げおよび負曲げが最大となる活荷重載荷パターンでの曲げ挙動・たわみ挙動および、鋼断面の降伏によるモーメント再分配の影響について解析的検討を行った。以下に得られた結論を述べる。

- 1) 検討した橋梁モデルでは、正曲げ最大載荷時と負曲げ最大載荷時どちらにおいても正曲げ断面が負曲げ断面よりも先に下フランジ降伏曲げモーメントに達した。
- 2) ハイブリッド桁のたわみ挙動は、正曲げ断面の曲げモーメントが先にフランジ降伏曲げモーメントに達する状況においては、ウェブ降伏の影響は小さく、下フランジが降伏するまではほとんど挙動が弾性的であった。このことからウェブ降伏を考慮したフランジ降伏曲げモーメントを基準とすれば、ハイブリッド桁はホモジニアス

桁と同様に設計できると考えられる。

- 3) ホモジニアス桁と比べてハイブリッド桁では、下フランジ降伏後はウェブ降伏の影響によりたわみ挙動の非線形性が顕著に表れる。これは、断面の曲げ剛性に依存しているためである。
- 4) ハイブリッド桁では、正曲げ断面の下フランジが降伏した後モーメント分布が変化し、負曲げ断面の曲げモーメントが増加する。その後、負曲げ断面のウェブが降伏した後は、ホモジニアス桁と比較して、負曲げ断面が下フランジ降伏曲げモーメントに達する前に急激にたわみが増加することが分かった。
- 5) ハイブリッド桁において、hy モデルと hy-web モデルを比較すると、負曲げ断面がウェブ降伏曲げモーメントに達するタイミングによりたわみ量に差が生じることが分かった。

第3章では、第2章で検討対象としたものと同じ橋梁モデルを用いて、負曲げ域における床版の有無や、正曲げ断面の下フランジ降伏などの、想定される曲げ剛性の変化を考慮した際の曲げ挙動について、簡易的な理論計算モデルを用いて検討した。また、計算結果を有限要素解析結果と比較し、曲げ剛性の仮定をどのようにするのが良いかについて検討した。以下に得られた結論を述べる。

- 1) 正曲げ断面の下フランジの降伏後は、正曲げ断面の曲げ剛性が小さくなることで、正曲げモーメントが減少し、負曲げモーメントが増大するが、変化の割合は負曲げモーメントの方が大きい。
- 2) 検討したすべてのケースにおいて、正曲げ断面が全塑性曲げモーメント  $M_p$  に達するときの活荷重倍率は【有限要素解析結果】 > 【理論計算結果】となり、理論計算結果は安全側の評価をしていることがわかった。
- 3) 桁全域でコンクリート床版を有効とし、かつ、 $P_1$  荷重載荷長断面のフランジ降伏による曲げ剛性の低下を考慮しないという仮定で計算を行うのが良いという結論を得た。負曲げを受ける中間支点上断面で安全側の設計となっていること、フランジ降伏を考慮に入れないことで簡易的な計算になっていること、実際の主桁設計においても、曲げモーメント算出の際には桁全域で床版を有効としていること、などが主な要因である。

第4章では、第2章で検討対象とした橋梁モデルを基本とし、第3章で検討した曲げ剛性の仮定を用い、側径間と中央径間の長さの比 ( $L_{AB}/L_{BC}$ )、正曲げ断面の曲げ剛性と負曲げ断面の曲げ剛性の比 ( $I_n/I_p$ )、中間支点部における、死荷重モーメントと活荷重モーメントの比 ( $M_{1.05DL}/M_{1.25LL}$ ) をパラメーターとして変化させ、正曲げ断面が全塑性曲げモーメント ( $M_p$ ) に達する際の中間支点上断面の負曲げモーメント ( $M_{N1\_pos}$ ) の挙動について検討し、断面力制限の必要性について考察した。以下に得られた結論を述べる。



- 1) 本章で検討した範囲では、正曲げ断面で設計が決まるケースにおいて、負曲げ断面の曲げモーメント ( $M_{N1\_pos}$ ) が、合成前死荷重を考慮したフランジ降伏曲げモーメント ( $M_{vy\_f}$ ) の 9 割以上になるケースはなく、耐荷力として  $M_p$  を低減する必要はない。
- 2) ハイブリッド桁においては、ウェブ鋼材の強度が下がる分、正曲げ断面の  $M_p$  も小さくなるので、ホモジニアス桁よりも小さい曲げ剛性比 ( $I_n/I_p$ ) で、正曲げで断面が決まるケースが現れ始める。
- 3)  $M_{N1\_pos}/M_{vy\_f}$  の値は、活荷重載荷位置によって傾向が変わり、合成前死荷重の降伏曲げモーメントに対する比率や負曲げ・正曲げ断面の活荷重モーメントの比率などとの関連があるが、負曲げモーメントに分配される活荷重モーメントの比率に最も影響を受ける。
- 4) 計算結果から、負曲げによって断面が決まるケースにおいても、正曲げ断面の曲げ耐荷力には余裕があり  $M_p$  から低減する必要がないと判断した。また、 $M_p$  を耐荷力として設計する場合には  $I_n/I_p$  の値が増加すると思われ、この判断は妥当であると考える。

第 5 章では、鋼単純 I 桁橋を対象に、鋼桁端部ウェブおよび支点上補剛材の腐食損傷に対して、従来よりも補修量が少なく、かつ腐食のない健全モデルと同等まで耐荷力を回復させるような当て板補修について検討した。また、腐食に関係ない位置に当て板を施す、汎用性のある補修法について検討した。さらに、閉塞的な環境改善を目的として、桁端部に円孔を設けたモデルの耐荷力について検討した。以下に得られた結論を述べる。

- 1) 腐食損傷のある桁は、腐食損傷位置付近のウェブで局部座屈が発生していたが、ウェブに当て板をせず支点上補剛材にのみ当て板をしたモデルで防ぐことができた。また、耐荷力についても健全モデルとほぼ同程度まで回復した。このことから、補修において桁端部ウェブの当て板は削減できると考えられる。
- 2) ウェブの引張方向の対角線に当て板を施すことで、健全モデル以上まで耐荷力を上衝した。これは当て板がウェブの応力を分担し、ウェブのせん断座屈を抑制するためである。ウェブの引張方向の対角線の当て板は、腐食損傷の位置に関係なく用いることができるため、汎用性のある当て板補修であると考えられる。
- 3) 円孔が斜張力場の応力状態に影響を与える位置にある場合は最大荷重が健全モデルより下がり、十分離れた位置に円孔がある場合は最大荷重が健全モデルとほぼ同等となった。斜張力場形成に影響を与えない位置に円孔を設けるなど、形状を変更することで、耐荷力を下げずに通気性を向上させた新たな構造形式が実現できると考えられる。

最後に第 6 章では本研究によって得られた結論と今後の課題について述べた。

## 6.2 今後の課題

以上に述べた研究結果をもとに、鋼断面の一部の降伏を考慮した連続桁設計および、全塑性曲げモーメントを強度とした連続桁設計、さらに、鋼桁の残存耐荷力を考慮した合理的な補修工法および腐食発生を抑制する桁端部の新規構造についての今後の課題を以下に述べる。

- 1) 実際にハイブリッド桁の設計基準を考える上では、正曲げ断面でのたわみの制限値や活荷重応力度の制限値を設計照査として規定する必要がある。また、負曲げ断面の設計においては、正曲げ断面からのモーメント再分配の影響を考慮した荷重係数を規定する必要があると考えられる。
- 2) 全塑性曲げモーメントを正曲げ断面の強度とする設計では、設計照査法を提案し、試設計を行い従来設計と比較を行っていくことで、設計基準をより具体的にすることや、どの程度経済性を獲得できるかなど考えていく必要がある。
- 3) 鋼桁端部の当て板補修に関する検討については、支点上補剛材の座屈など、他の部位で座屈が生じる桁や水平補剛材を持つ桁についても同様の検討を行い、座屈形式に関係なく使えるより汎用的な補修工法について考える必要がある。
- 4) 湿潤環境の改善に寄与する桁端部の新規構造については、主桁を複数持つモデルに対し、円孔を有することでどの程度空気の滞留が改善されるかについて、流体解析などを用いて検討する必要がある。また、孔の形や大きさについても検討し、どういった孔を設けることが最も空気の滞留を改善できるかについて検討する必要がある。

## 本論文に関する著者の公表論文・口頭発表一覧

### (第2章)

1. 藤丸拓, 野阪克義 : 連続合成ハイブリッドI形桁の曲げ・たわみ挙動に関する一考察, 構造工学論文集, Vol67A, pp.697-709, 2021.

### (第3章)

2. 藤丸拓, 野阪克義 : 連続合成桁の曲げ剛性分布の仮定が曲げ挙動に与える影響に関する一考察, 土木学会全国大会第76回年次学術講演会概要集, I-03, 2021.

### (第4章)

3. 藤丸拓, 野阪克義 : 連続合成桁正曲げ断面の限界状態に影響を与える要因に関する一考察, 土木学会論文集 A1, 78 巻, 1 号, pp.94-107, 2022.

### (第5章)

4. Taku Fujimaru, Munehiro Tamai, Manabu Okumura, Katsuyoshi Nozaka : Analytical study on the minimum patch plate arrangement for the corroded steel girder ends, 11th International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management, pp.2146-2152, 2022.
5. 藤丸拓, 野阪克義 : 桁端部に円孔を有する鋼桁のせん断耐荷力に関する一考察, 土木学会全国大会第77回年次学術講演会概要集, I-03, 2022.

## 謝辞

本論文を進めるにあたって多くの人からご指導，ご協力を賜りました。

本研究を進めるにあたって，6年間にわたり終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました立命館大学工学部教授 野阪克義先生に心より感謝し，厚く御礼申し上げます。先生に出会えたおかげで橋梁工学を専門として，博士後期課程まで進学することになり，とても充実した研究生生活を送ることができました。重ねてお礼申し上げます。

立命館大学工学部教授 伊津野和行先生，立命館大学工学部教授 野村泰稔先生には，お忙しい中，副査を引き受けて頂きました。また，伊津野先生には土木学会論文集への投稿論文の執筆にあたって貴重なご助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。

立命館大学工学部准教授 川崎佑磨先生，立命館工学部特任助教 四井早紀先生には，博士論文公聴会の間発表などで貴重なご助言をいただきました。また，川崎先生には就職活動の際に大変お世話になりました。深く感謝いたします。

日本ファブテック株式会社 奥村学先生には，鋼桁端部の当て板補修に関して貴重なご指導・ご助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。

立命館大学工学部環境都市工学科 橋梁工学研究室に在学された修了生諸兄，卒業生諸兄，大学院生諸氏，学部生諸君には，研究だけでなく様々な面でご協力いただきました。ここに記して感謝いたします。

最後になりますが，9年間に及ぶ大学生活を見守り，全面的に支えてくれた両親に心より感謝いたします。