

3. 鋼構造のインターフェースストラクチャの概要

3.1 鋼とコンクリートの接合部

3.1.1 スタッドジベルを用いた合成構造の接合部

第2章で述べたように、合成桁のコンクリート床版と鋼桁のずれ止めとして、最も一般的に用いられているのが頭付きスタッドジベルであり、合成床版やインテグラルアバット構造のような複合ラーメン構造の剛結部にも使われる場合が多い。スタッドジベルを用いた合成構造接合部の耐荷特性や破壊性状に関する載荷試験や有限要素解析は、これまでに数多く実施されてきているが、その接合部の有限要素解析のモデル化においては、スタッドジベルとRC構造との接触部での付着や支圧挙動を如何に考慮するかが重要である。そのうえ、対象とする構造物によっては、有限要素解析の効率化が必要となる場合がある。本節では、1997年以降の土木学会の査読付論文集、並びに日本鋼構造協会の鋼構造論文集の原著論文等を収集し、有限要素解析の目的ごと、すなわち、対象とするスタッドジベルを用いた合成構造、複合構造の接合部ごとに、その接合部のモデル化の方法とその結果や留意点を示した。収集した文献を表3.1.1.1に示す。

表 3.1.1.1 収集した文献一覧

文献No.	分類	論文名	著者	年	出典名
3.1.1.1	合成桁	連続合成 2 主桁橋のずれ止め設計に関する一考察	大垣賀津雄 他	1997	鋼構造論文集
3.1.1.2	合成桁	スタッドの非線形特性を考慮した 2 主鋼桁と鉄筋コンクリート橋脚の剛結部の有限要素解析	劉玉摯 他	1998	応用力学論文集
3.1.1.3	合成桁	橋軸直角方向力による合成桁のずれ止めの挙動の把握に関する研究	中島章典 他	2000	構造工学論文集
3.1.1.4	合成桁	PC 床版連続合成 2 主桁橋の合理的設計・施工法	大垣賀津雄 他	2001	土木学会論文集
3.1.1.5	合成桁 (グループ配置)	スタッドをグループ配置した合成桁の力学性状に関する解析的研究	大久保宣人 他	2002	鋼構造論文集
3.1.1.6	合成桁	連続合成桁の弾塑性挙動についての実験と数値解析の比較	中島章典 他	2003	鋼構造論文集
3.1.1.7	合成桁 (グループ配置)	密にグループ配列した頭付きスタッドの寸法および強度のせん断耐荷性能に及ぼす影響と床版断面のせん断耐荷力評価	岡田淳・依田照彦	2006	土木学会論文集
3.1.1.8	合成床版	鋼・コンクリート合成床版の張出し部の輪荷重走行試験および 3 次元有限要素による疲労耐久性評価	街道浩 他	2007	構造工学論文集
3.1.1.9	合成桁	合成桁ずれ止めの FEM モデル化と曲げ部材の弾塑性挙動	森田哲夫 他	2007	土木学会年次学術講演会
3.1.1.10	合成床版	鋼・コンクリート合成床版の支間部および張出し部のスタッドの疲労強度評価	街道浩・松井繁之	2008	土木学会論文集
3.1.1.11	複合ラーメン構造・混合構造の接合部	開断面箱桁複合ラーメン橋の剛結部における構造性能と設計法に関する検討	伊藤 始 他	2011	構造工学論文集
3.1.1.12	合成桁	合成床版合成桁の負曲げ部ひび割れ幅に関する実験と解析	上條 崇 他	2012	構造工学論文集
3.1.1.13	合成桁	プレキャスト床版連続合成桁のずれ止めに関する	大城壮司	2012	土木学会論文

		る実験および解析	他		集
3.1.1.14	複合ラーメン構造・混合構造の接合部	少数主桁形式の鋼合成桁と PC 桁のずれ止め方式による接合構造の研究	篠崎裕生 他	2014	構造工学論文集
3.1.1.15	合成床版	3次元非線形 FEM 解析に基づく移動荷重下の鋼・コンクリート合成床版破壊過程の考察	藤山知加子 他	2014	土木学会論文集
3.1.1.16	複合ラーメン構造・混合構造の接合部	鋼-コンクリート接合部の耐力評価に関する解析的研究	岑山友紀 他	2016	構造工学論文集
3.1.1.17	合成桁	鋼上部構造へのダンパー・ブレースの適用性を検討可能な縮小試験体と解析手法の構築	木下幸治 他	2017	土木学会論文集
3.1.1.18	合成床版	鋼・コンクリート合成床版内のスタッドの疲労耐久性と疲労強度向上に関する研究	古田賢二 他	2018	土木学会論文集
3.1.1.19	合成桁	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検討	溝江慶久・中島章典	2018	土木学会論文集

本節では、スタッドジベルを用いた接合部を次の(1)~(3)のように分類し、具体的な各モデル例を示す。

- (1) 合成桁の接合部
- (2) 合成床版の接合部
- (3) 複合ラーメン構造・混合構造の接合部

(1) 合成桁の接合部

① 通常配置されたスタッドジベル (文献 3.1.1.1~4, 3.1.1.6, 3.1.1.9, 3.1.1.12~13, 3.1.1.17, 3.1.1.19)

スタッドジベルを用いた合成桁の接合部の有限要素解析においては、スタッドジベルとコンクリート境界部との付着や支圧挙動をソリッド要素と接触要素などを用いた精微なモデル化を行うことが最良と考えられる。しかし、実橋梁を対象とする、すなわち、相対的に数十メートルの鋼桁長さに対して、数十ミリメートルのスタッド径とその変位との差異が生じる有限要素解析においては、解析における十分な収束性を得るためにばね要素を用いたスタッドジベル挙動のモデル化が有効となる。一方、スタッドジベルのモデル化を行う上では、単独配置の場合とグループ配置の場合に分けられる。ここでは、グループ化されていないスタッドジベルを対象として、合成桁の接合部の有限要素解析事例として、文献 3.1.1.3, 3.1.1.12, 3.1.1.13 における解析の目的とモデル化の特徴を表 3.1.1.2 に示す。これらの事例における代表的な例と考えられる有限要素解析モデルを図 3.1.1.1, 解析結果を図 3.1.1.2 に示す。

表 3.1.1.2 合成桁接合部に関する解析事例の解析の目的とモデル化の特徴

文献 No.	解析の目的	使用要素			解析のその他の設定
		桁	床版	スタッド	
3.1.1.3	合成桁橋の橋軸直角面内応力伝達がずれ止めとしてのスタッドに与える影響の解明	剛体 (剛体要素間に軸ばね・せん断ばね設定)		ばね (鉛直および水平)	<ul style="list-style-type: none"> 各ばねには材料の構成則を設定 ずれ止めを表すばねの水平方向の挙動は、静的押し抜き試験結果を反映
3.1.1.12	合成床版の底鋼板が桁断面の一部としてコンクリートとの合成作用によりテンションステイフィングとしての効果を定量化	シェル要素	ソリッド要素	非線形ばね (鋼桁-床版間にスタッドのせん断ばね)	<ul style="list-style-type: none"> 複合構造標準示方書 (2009 年, 土木学会) を参考にスタッドのせん断力-ずれ関係を多直線近似 スタッド根元部のコンクリートの局所的な変形を含んだせん断力-ずれ関係のため, スタッドせん断ばねと接するコンクリート要素の弾性係数は低減しない
3.1.1.13	スタッド押し抜き実験, ならびに合成桁正曲げ実験で得られた結果を再現できる解析手法や解析モデルの構築	シェル要素	ソリッド要素	合成桁 梁要素 (押し抜き実験では, ソリッド要素)	<ul style="list-style-type: none"> 全要素において材料非線形性を考慮. コンクリートは, 分散ひび割れモデル

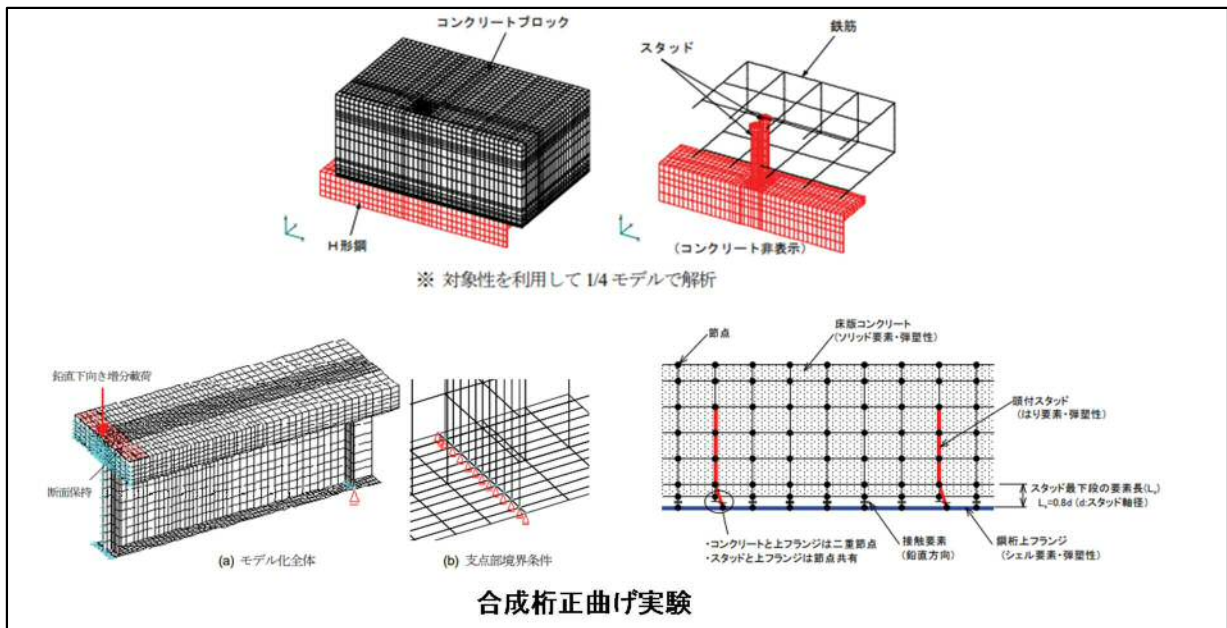
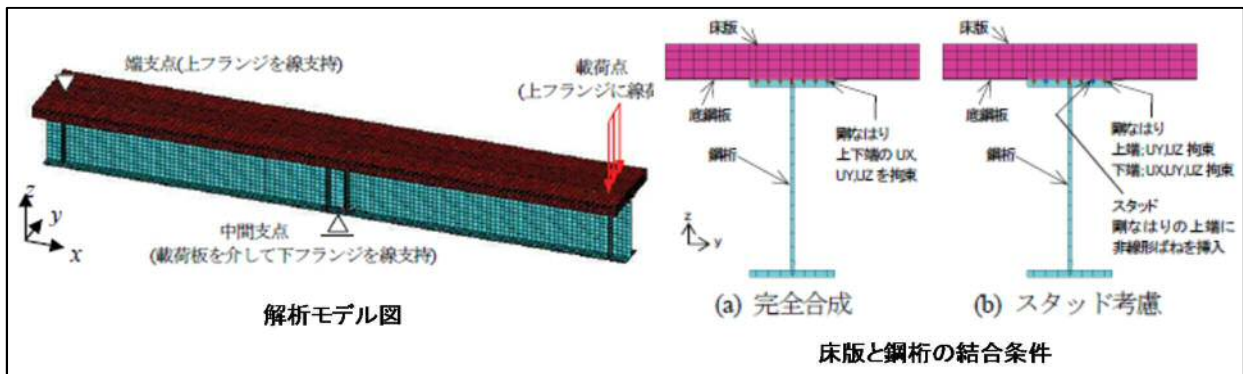
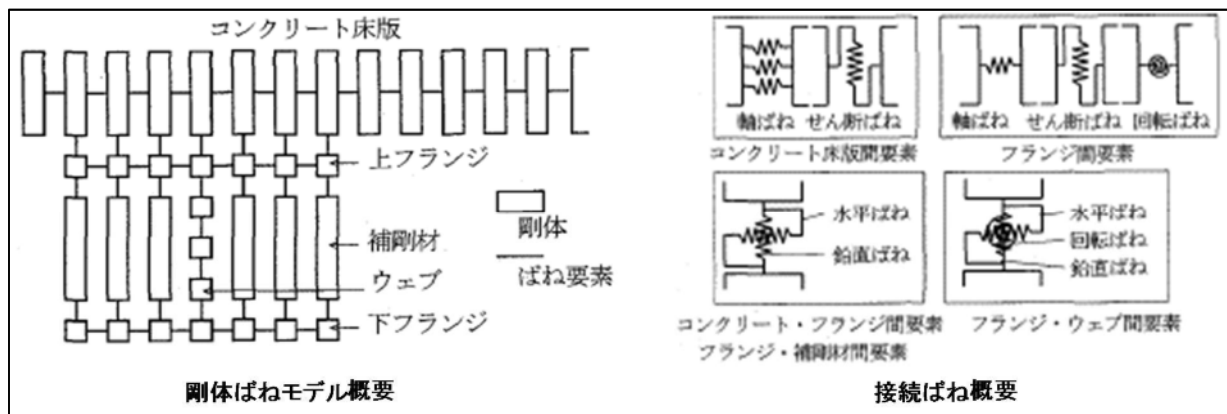
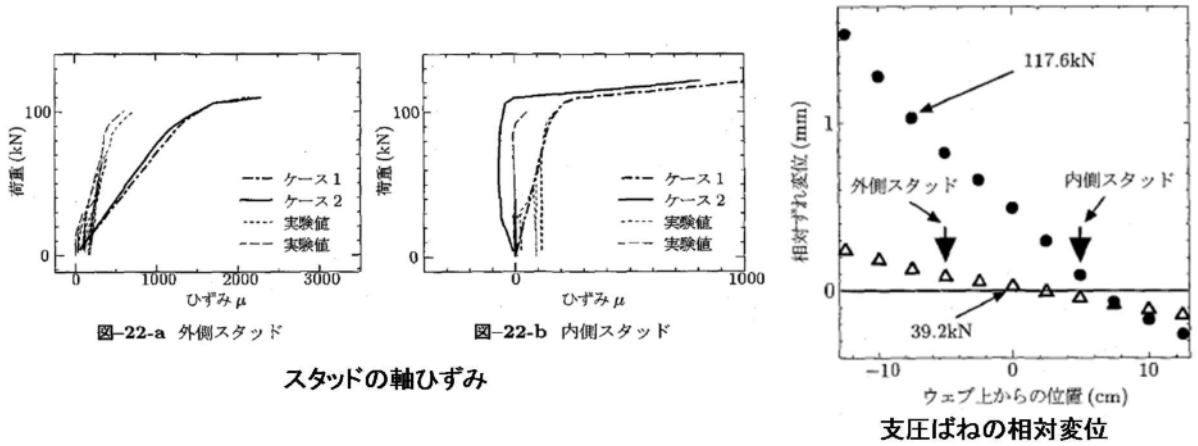
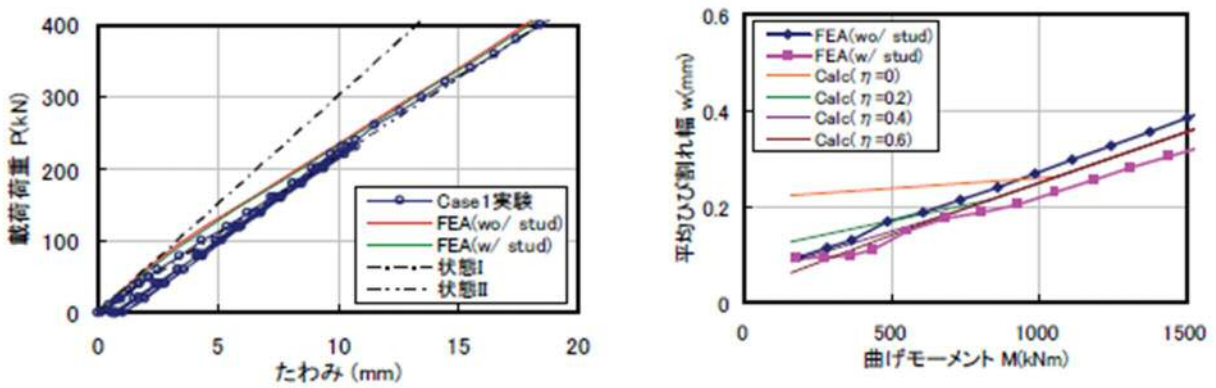


図 3.1.1.1 合成桁接合部に関する解析事例の有限要素解析モデル (文献 3.1.1.3, 3.1.1.12, 3.1.1.13)

【文献 3. 1. 1. 3】対象試験体の載荷実験の解析値



【文献 3. 1. 1. 12】対象試験体の載荷実験の解析値（たわみと曲げモーメント）



【文献 3. 1. 1. 13】押し抜き実験結果，ならびに合成桁正曲げ実験の解析値

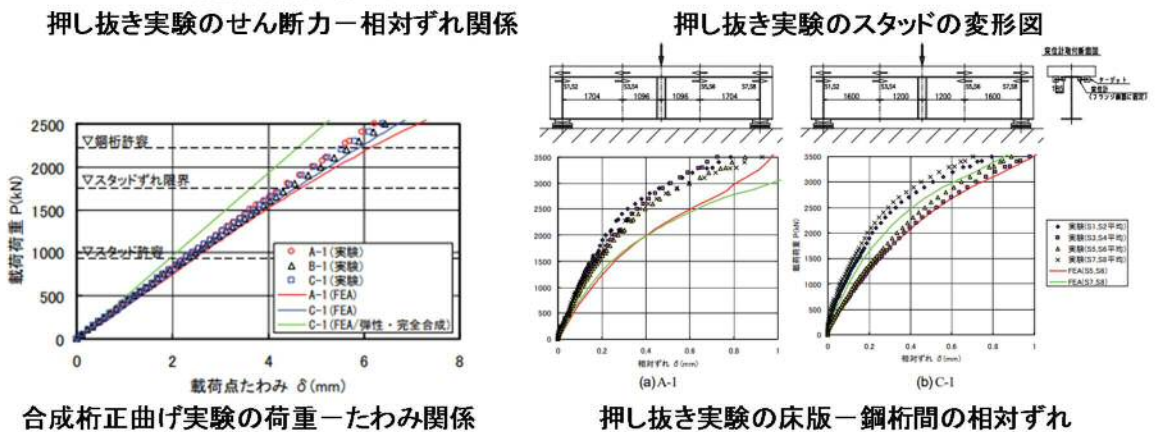
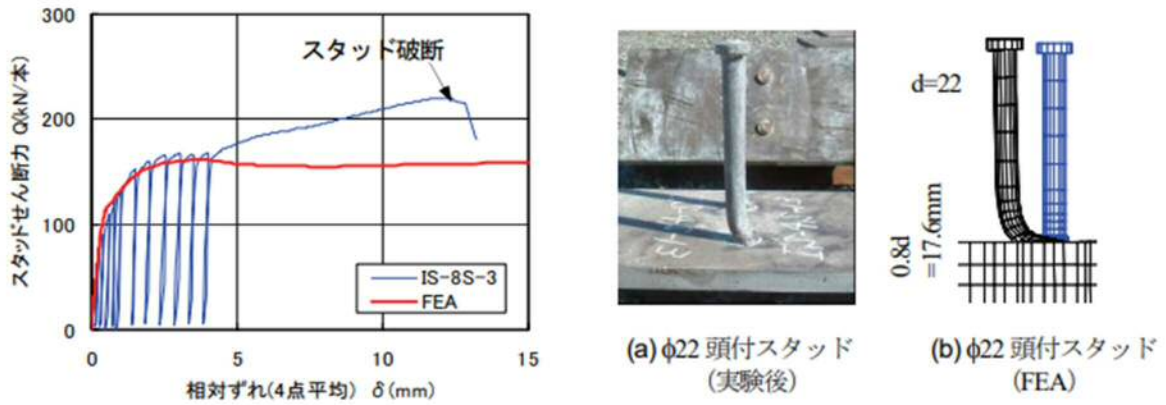


図 3. 1. 1. 2 各解析事例のスタッドジベルのモデル化に関する解析結果 (文献 3. 1. 1. 3, 3. 1. 1. 12, 3. 1. 1. 13)

各解析結果により、以下の結論が導かれている。

- 解析精度に改善の余地を残すものの、初期荷重段階における橋軸直角方向力を受けるスタッドの挙動の定性的傾向を把握できた。要素試験で得られた実験式を用いることによって、軸引張力を受けるスタッドの実験結果をより良く追跡可能である（文献 3.1.1.3）。
- 合成床版を有する合成桁のひび割れ幅、鉄筋応力を精度良く求めるには、テンションスティフニングおよびひび割れ状態の考慮が不可欠である。合成床版の底鋼板は、桁断面の一部として曲げモーメントに抵抗するだけでなく、鉄筋と同様にひび割れ発生直後のひび割れ幅を抑制する効果がある（文献 3.1.1.12）。
- 押し抜き実験では、実験と解析の対応は良好である。合成桁正曲げ実験では、実験初期から鋼桁下フランジが許容応力度に到達する荷重レベルまでほぼ一致。スタッドの配置間隔、ならびに、床版形式が合成桁としての全体的な挙動に影響していない（文献 3.1.1.13）。

以上の解析結果を統合すると、合成桁の接合部の解析を実施する上では、次のことが言える。

- 合成桁の接合部においては、橋軸方向、ならびに橋軸直角方向のいずれのスタッドの挙動を、ばね要素であっても良く追跡可能であり、実橋を対象とした解析へのばね要素の活用は効果的である。このため、近年の研究の解析事例においても、ばね要素を用いた解析が実施されてきている（文献 3.1.1.17、文献 3.1.1.19）。
- しかし、解析精度には未だ改善の余地が残されている。今後もより実挙動を反映可能な高度な要素試験に基づいた実験式の高度化を進め、解析精度向上を目指すといった取り組みが必要である。さらには、ばね要素に用いる要素試験より求めたせん断カーズれ変位関係にはスタッド根元部のコンクリートの局所的な変形をも含まれており（文献 3.1.1.12）、スタッド周辺のコンクリートの弾性係数を低減されるモデル化を反映させないような配慮も必要である。

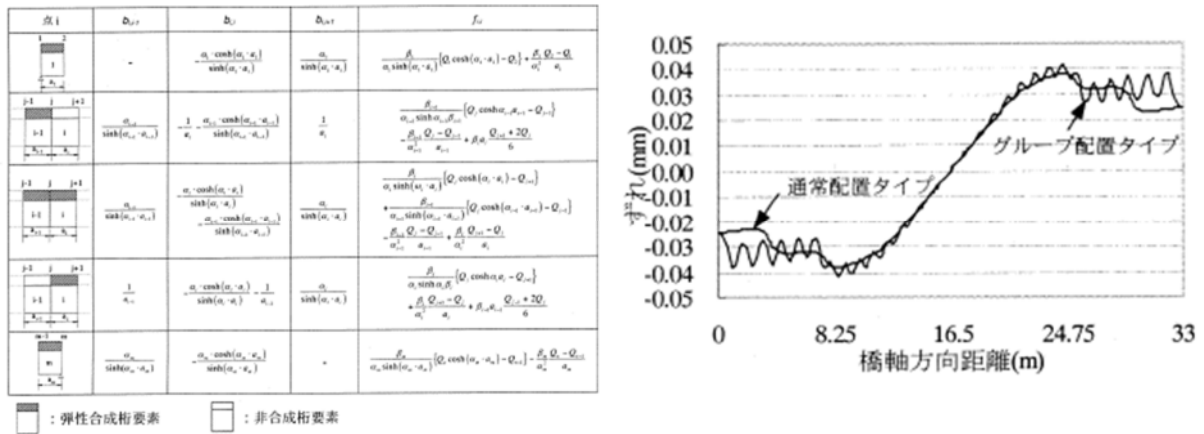
② グループ配置されたスタッドジベル（文献 3.1.1.5, 3.1.1.7）

合成桁の接合部の合理化に向けた取り組みとして、グループ配置されたスタッドジベルが施工されてきている。スタッドジベルのグループ配置においては、密に配置することに起因した接合部のせん断耐荷力の低下が懸念されることから、有限要素解析においてもスタッドジベルが密に配置されたことによる挙動が再現可能かに留意する必要がある。ここでは、グループ配置されたスタッドジベルを対象とした有限要素解析事例として、文献 3.1.1.5, 3.1.1.7 を示す。

表 3.1.1.3 スタッドジベルがグループ配置された接合部に関する解析事例の解析の目的とモデル化の特徴

文献 No.	解析の目的	使用要素			解析のその他の設定
		桁	床版	スタッド	
3.1.1.5	スタッドをグループ配置した単純合成桁とスタッドを通常配置した単純合成桁を対象とし、スタッド配置による力学的性状の違いを把握	梁要素（桁要素）		ばね（桁要素ごとにばね定数を与える）	<ul style="list-style-type: none"> ・スタッドが配置された要素を合成、スタッドが配置されていない要素を非合成として取り扱う断続弾性合成理論 ・弾性合成は、鋼桁とコンクリート床版を柔なずれ止めにより結合したものとし、ばね定数はスタッドの配置間隔や1列あたりのスタッド本数によって決める。
3.1.1.7	スタッドの寸法および強度の影響に着目した解析的検討を実施し、破壊モードと関連付けてこれらのパラメータがせん断耐荷性能に及ぼす影響について考察	ソリッド要素		ソリッド要素	<ul style="list-style-type: none"> ・非線形モデルを使用しており、コンクリートの破壊基準は Drucker-Prager の破壊基準を採用。 ・スタッドおよび鉄筋の降伏判定には、von Mises の降伏基準を採用。

【文献 3.1.1.5】 解析対象の合成桁の解析モデルと解析結果



【文献 3.1.1.7】 グループスタッドを有する押し抜き実験の解析モデルと解析値

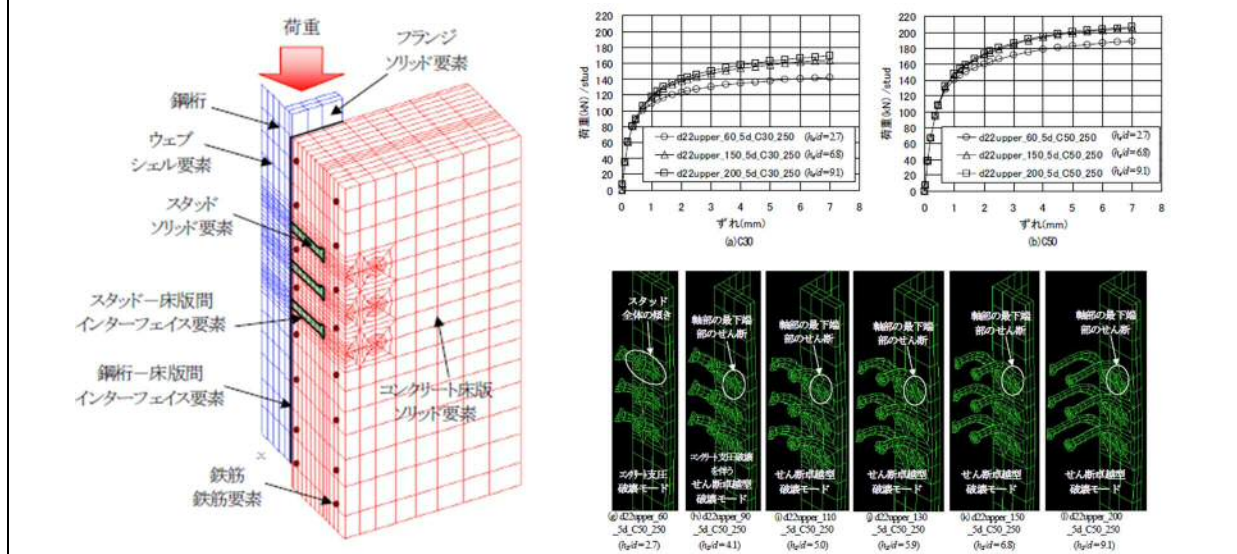


図 3.1.1.3 各解析事例のモデル化と解析結果 (文献 3.1.1.5, 3.1.1.7)

各解析結果により、以下の結論が導かれている。

- 断続弾性合成理論を用いることにより、桁要素ごとにばね定数を与え、ずれ変形などが個々のスタッドをモデル化せずとも詳細に解析可能である (文献 3.1.1.5)。
- 各パラメータの差異によるコンクリートおよびスタッドの破壊モードを明らかとし、グループ配列したスタッド群による床版の終局的なせん断破壊に対する照査が可能である (文献 3.1.1.7)。

以上の結果より、スタッドジベルがグループ化した合成桁の解析を実施する上では、次の留意点が考えられる。

- 断続弾性合成理論を用いた数値解析のような定式化の十分な理解が必要な解析手法では、技術者の専門性が要求されるため、汎用的な解析方法としては推奨し難い。このため、グループ化したスタッドジベルに対しても、グループ化を考慮したばね要素の活用方法が考えられる。
- スタッドジベルを複雑なソリッド要素で詳細にモデル化することにより、スタッドの強度や長さなどのパラメータの違いによる変形モードの差異の再現が行えるが、やはり橋梁全体などの解析に用いることは計算コスト等の問題からは推奨できない。このため、ソルバーの機能にもよるが、全体解析と連携した部分解析 (具体的には、例えば、ABAQUS ではズーム解析) の実施に活用されるのが良い。

(2) 合成床版の接合部 (文献 3.1.1.8, 3.1.1.10, 3.1.1.15, 3.1.1.18)

スタッドジベルを用いた合成床版の接合部の有限要素解析においては、スタッドジベルとコンクリート境界部との付着や支圧挙動をソリッド要素と接触要素などを用いた精微なモデル化が行われている既往の文献が多い。これは、上述の実橋の合成桁接合部のばね要素を用いた有限要素解析と比較して、サイズの小さい模型試験体を用いた合成床版の実験的な研究を対象とした解析的な検討が多いことに起因していると思われる。ここでは、主にソリッド要素を用いた合成床版接合部の有限要素解析事例として、文献 3.1.1.8, 3.1.1.18 を示す。

表 3.1.1.4 合成床版の接合部に関する解析事例の解析の目的とモデル化の特徴

文献 No.	解析の目的	使用要素			解析のその他の設定
		鋼板	床版	スタッド	
3.1.1.8	細部まで忠実に再現した 3 次元モデルを用いた FEM 解析により、走行試験における各部位のたわみやひずみ等の挙動解明	シェル要素	ソリッド要素	梁要素	<ul style="list-style-type: none"> ・コンクリートは全断面有効モデルと引張領域無視モデルの 2 種で検討。また、横リブや下鋼板との接触判定も行う
3.1.1.18	合成床版に適用する改良型スタッドの疲労寿命向上について、回転せん断試験体の詳細 FEM 解析により、スタッドの溶接止端部に発生する応力集中を把握	ソリッド要素			<ul style="list-style-type: none"> ・円形鋼板・スタッド・天板-コンクリートおよび円筒型枠-円形鋼板には、垂直・水平力の接触を考慮し、せん断力付着・摩擦力を無視 ・円形鋼板-回転テーブル、円筒型枠-天板ボルト接合部では接点共有 ・円筒型枠-コンクリートは結合

【文献 3. 1. 1. 8】 解析対象の合成床板試験体の解析モデルと解析結果

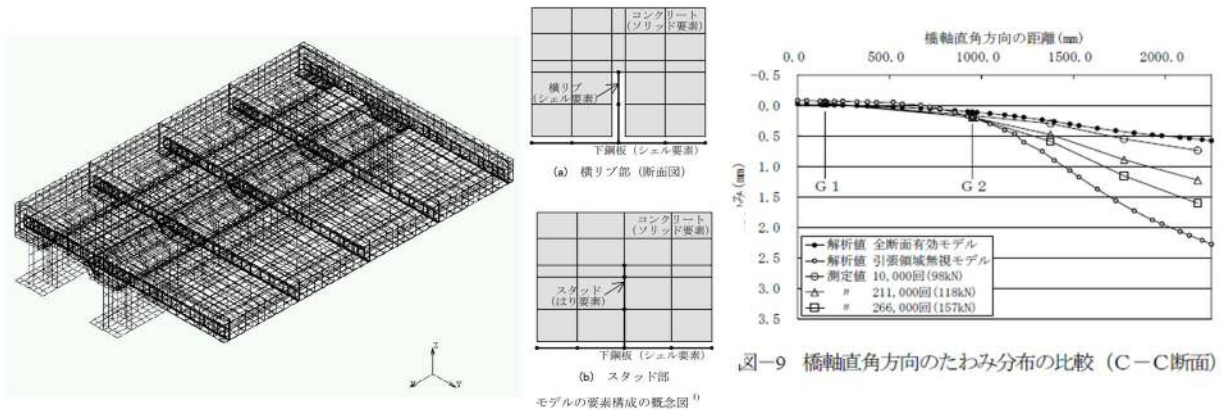


図-9 橋軸直角方向のたわみ分布の比較 (C-C断面)

【文献 3. 1. 1. 18】 合成床版に適用する改良型スタッドの解析モデルと解析値

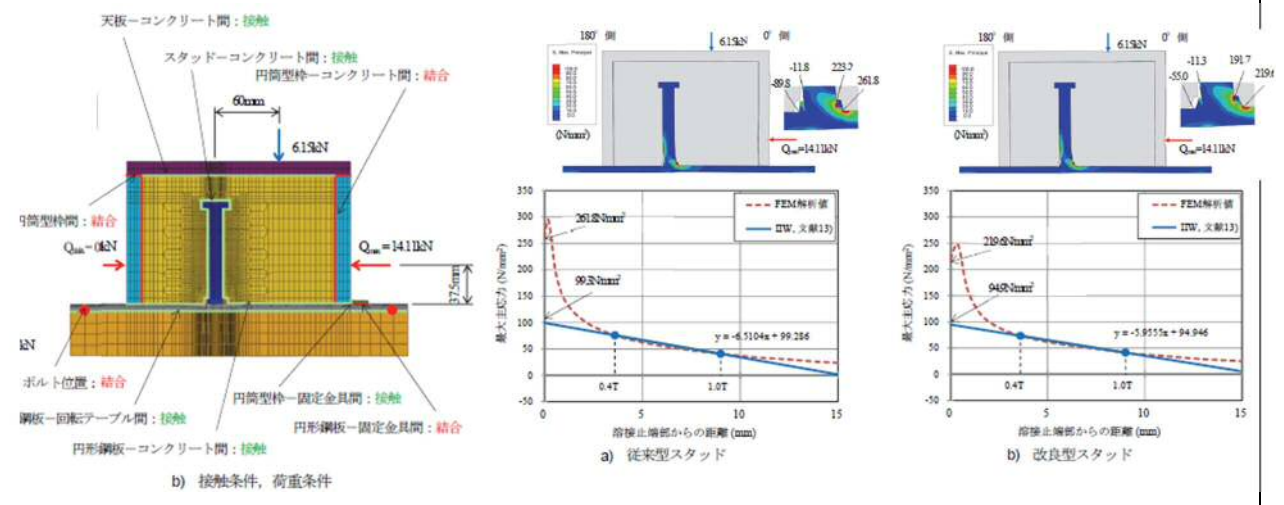


図 3. 1. 1. 4 各合成床版の解析事例のモデル化と解析結果 (文献 3. 1. 1. 8, 3. 1. 1. 18)

各解析結果により、以下の結論が導かれている。

- 走行試験を実施した結果と解析の比較を通して、合成床版の試験体のたわみ分布を解析的にも把握できることが示されている (文献 3. 1. 1. 8)。
- 公称せん断応力振幅および輪荷重の等価繰返し回数を用いることで、回転せん断試験の従来型スタッドの疲労 S-N 曲線の近傍にプロットすることができ、かつ、スタッドの溶接止端部周辺の応力集中を良く再現できていると言える (文献 3. 1. 1. 18)。

以上の結果より、合成床版の接合部の解析を実施する上では、次のことが考えられる。

- 合成床版の接合部の解析において、特に疲労を対象とした検討が必要となる場合が多く見受けられる。これまでもソリッド要素、梁要素、ばね要素が用いられているが、疲労に関する検討、すなわち局部応力評価なども含めた解析的な検討を行うためには、ソリッド要素を用いた精微な解析の実施が不可欠となる。このため、実橋を対象とした解析的な検討などの場合、全体解析と連携したソリッド要素を活用した部分解析の実施が有効と考えられる。
- 一方、合成床版の全体の変形や終局強度、さらには、実橋梁全体を対象とした解析を行う場合には、計算コストを抑えるためにも、梁要素やばね要素を用いたモデル化が今後も必要となるため、それらの要素を用いた解析モデルの高度化も継続する必要がある。

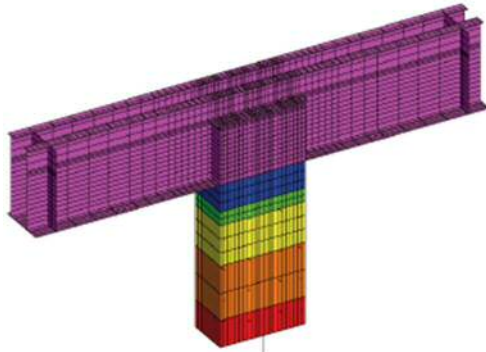
(3) 複合ラーメン構造・混合構造の接合部 (文献3.1.1.11, 3.1.1.14, 3.1.1.16)

近年、上部構造である鋼桁を RC 橋脚または橋台と剛結する複合ラーメン構造や、鋼桁と RC または PC 桁を接合する混合構造が提案・施工されてきている。それらの構造における鋼桁と RC または PC 構造との接合部にはスタッドジベルが使用される場合があり、有限要素解析におけるスタッドジベルのモデル化が検討されてきている。ここでは、それらの構造を対象としたソリッド要素を用いた有限要素解析事例として、文献3.1.1.11, 3.1.1.16 を示す。

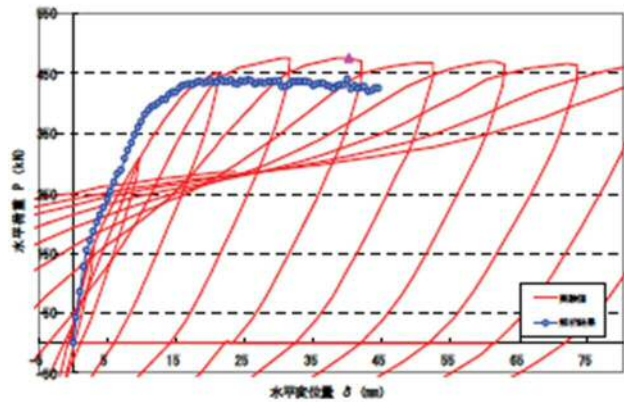
表 3.1.1.5 複合ラーメン構造・混合構造の接合部に関する解析事例の解析の目的とモデル化の特徴

文献 No.	解析の目的	使用要素			解析のその他の設定
		鋼板	床版	スタッド	
3.1.1.11	剛結部の縮小モデル実験供試体の 3 次元再現解析を実施し、解析的手法の適用性検証	シェル要素	ソリッド要素	埋め込み鉄筋要素	<ul style="list-style-type: none"> 突起付き形鋼とコンクリート界面にはクーロン摩擦モデルを採用 各部位により要素を使い分け
3.1.1.16	損傷を受けた場合の鋼-コンクリート接合部の耐力が最も小さくなる部位を解析的に検証	シェル要素	ソリッド要素	ソリッド要素とばね要素	<ul style="list-style-type: none"> 鋼桁フランジとコンクリート間の摩擦を考慮。既往文献より摩擦係数 0.5、せん断付着強度 0.5 N/mm^2 とし、最大せん断応力に達した以降は摩擦作用なしと設定 鉄筋は、解析計算の収束性を考え、シェル要素にてモデル化 スタッドの要素分割は、円周方向に 30° ピッチ、鉛直方向に 8 分割

【文献 3.1.1.11】 複合ラーメン橋の剛結部（実橋の 1/4 スケール）の解析モデルと解析結果



部位	モデル	初期剛性 (N/mm ² /mm)	粘着力 (N/mm ²)	内部摩擦角 φ(摩擦係数 tan φ)	ダイランシー 角 ψ(tan ψ)
突起部	ク-0.摩擦	1.0×10 ⁷	1.1327	43.62度 (0.9528)	45.79度 (1.0281)
その他	ク-0.摩擦	1.0×10 ⁷	0.01	21.80度 (0.40)	0.00度 (0.00)



【文献 3.1.1.16】 複合ラーメン構造・混合構造の解析モデルと解析値

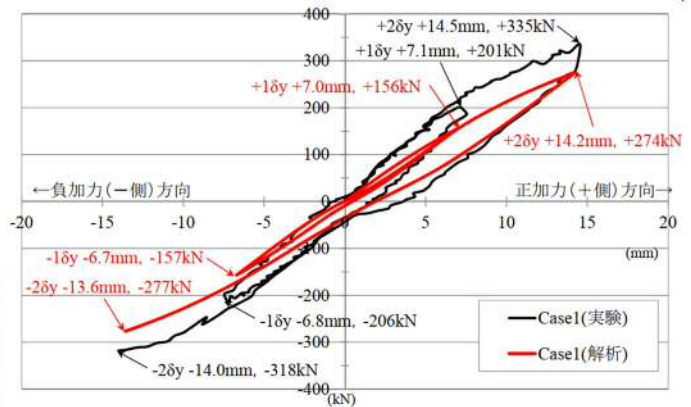
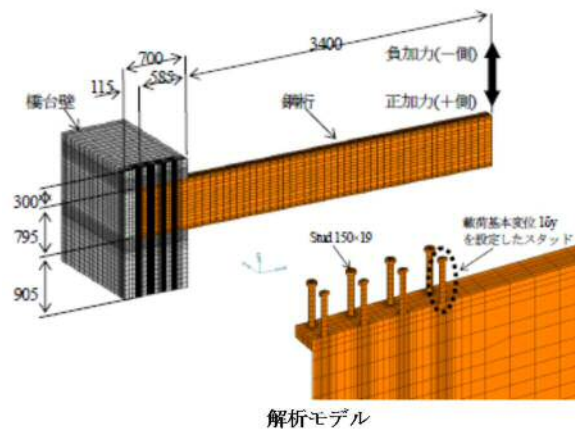


図 3.1.1.5 複合ラーメン構造・混合構造の接合部の解析モデルと解析結果（文献 3.1.1.11, 3.1.1.16）

各解析結果により、以下の結論が導かれている。

- 剛結部の設計に解析を用いることで、柱脚部の耐荷力に応じたストライプ H の定着長さを、安全側に評価することが可能となる（文献 3.1.1.11）。
- 鋼-コンクリート接合部を詳細にモデル化することにより、スタッド・コバ面の分担率まで詳細に検討することが可能となるが、一方で詳細なモデル化による計算コストが増加し、個々の条件での検討には不向きである（文献 3.1.1.18）。

以上の結果より、複合ラーメン構造・混合構造の接合部の解析を実施する上では、次のことが考えられる。

- 複合ラーメン構造・混合構造においても、合成桁、ならびに合成床板の接合部の解析のように、部分的なモデルにおいて、スタッドジベルのソリッド要素を用いた精緻な解析の実施が必要と考えられる。一方、構造物の全体解析を行う上では、ばね要素を用いた解析が有効となるため、複合ラーメン構造・混合構造特有の挙動を反映可能なばね要素をせん断耐力-ずれ変位関係の定式化が必要であると考えられ、今後も継続した研究蓄積が望まれる。
- 一方、複合ラーメン構造・混合構造が上記解析のようにコンクリート橋脚と鋼桁との接合部であることから、例えば、地震力により作用するモーメントも大きくなることが考えられ、当該構造の降伏強度以降の挙動に関する検討が必要になると考えられる。このため、複雑な精緻な解析モデルを用いた非線形解析よりも汎用的、すなわち計算コストが抑えられる梁要素やばね要素を用いた解析モデルが必要である。

3.1.2 孔明き鋼板ジベル

鋼とコンクリートの複合構造では、鋼とコンクリートの接合方法として、スタッドジベルや孔明き鋼板ジベルなどがある。近年では、スタッドジベルに比べ疲労強度が高い孔明き鋼板ジベルの適用が増加している⁹⁾。また、孔明き鋼板ジベルの耐荷特性や破壊性状を把握するため、載荷試験やFEMによるシミュレーションも数多く実施されている。

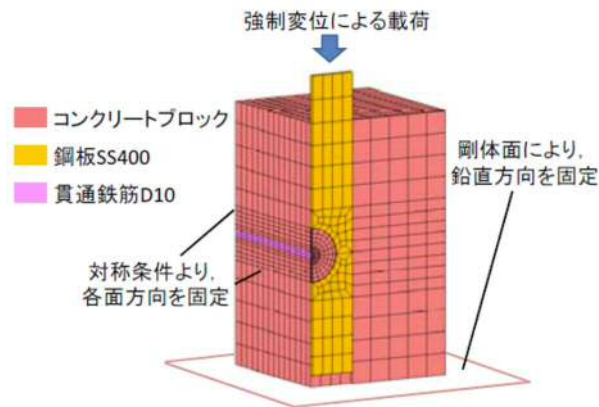
論文で紹介されているFEM解析のモデルは、2次元モデル、3次元モデルとあるが、鋼とコンクリートの接合部の孔明き鋼板ジベルのモデル化は、ほとんどが2種類の方法でモデル化されている。1つは、ソリッド要素を用い鋼板、鋼板孔、コンクリートを形状とおりにモデル化する方法である。もう1つは鋼材とコンクリートの接合をばね要素で行えばねの諸元は、実験で得られた構成則を適用した方法である。

(1) ソリッド要素モデル

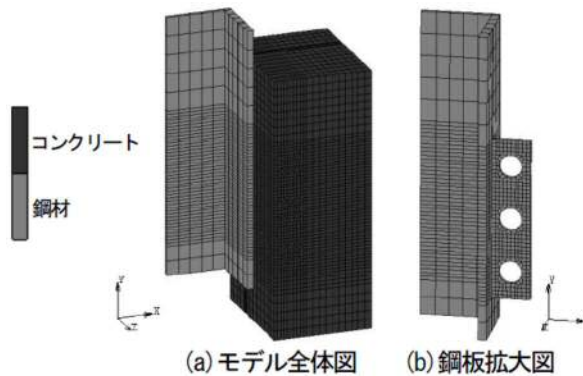
鋼板、コンクリートをソリッド要素でモデル化したモデル図例を図3.1.2.1に示す(文献3.1.2.1)。ソリッド要素を用いたモデルでは、要素数や解析時間を低減させるため、1/4モデルや1/2モデルを用いる場合が多い。また、図3.1.2.2に示すような平面ひずみ要素を用いて、2次元モデルで簡略化したモデルの例もある(文献3.1.2.10)。着目部としては、図3.1.2.3に示すような、鋼と孔内コンクリートの局部が多く、孔内のコンクリートおよび鋼板のせん断破壊の検証に用いられている(文献3.1.2.5)。

鋼とコンクリートの要素間の接合については、付着を考慮している例、付着を考慮せず圧縮のみ伝達する接触を設定している例などがあり、検証の精度や影響度により使い分けられている。

コンクリートおよび鋼材の材料力学特性は、図3.1.2.4に示すように、コンクリートは、圧縮側は圧縮限界で降伏、引張側は引張限界後に線形軟化する非線形モデル、鋼材は、降伏後の剛性を初期剛性の1/100とする非線形バイリニアモデルを用いる場合が多い(文献3.1.2.6)。コンクリートに関しては、孔内のコンクリート圧壊を考慮するため、引張破壊面と圧縮破壊面を考慮した修正Drucker-Pragerモデルを用いた解析事例もみられる(文献3.1.2.1)。



(a) 解析モデル (3次元ソリッド要素) (文献3.1.2.1)



(b) 解析モデル (3次元ソリッド要素) (文献3.1.2.6)

図3.1.2.1 ソリッド要素でモデル化した3次元FEMモデル

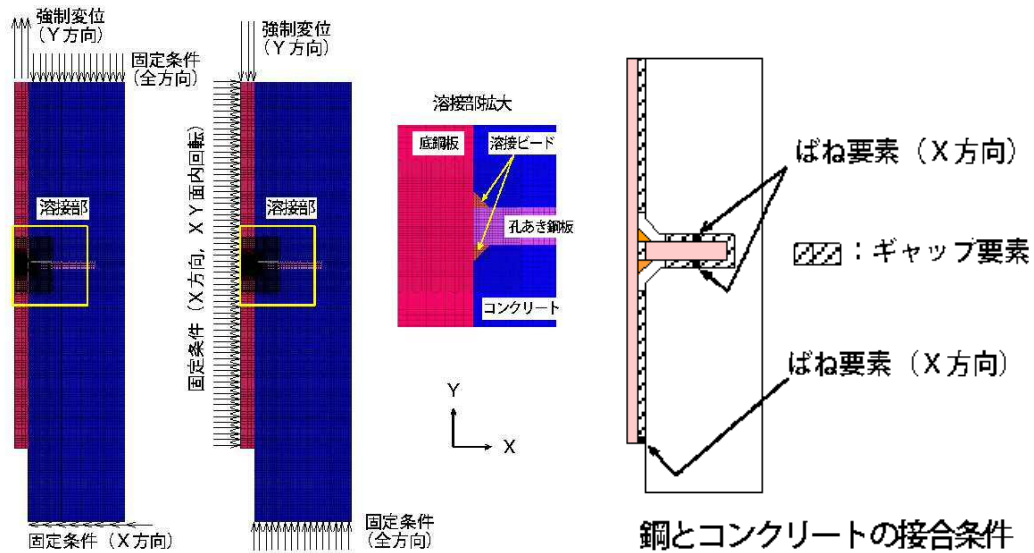


図 3.1.2.2 平面ひずみ要素およびPBLをばねでモデル化した2次元FEMモデル (文献3.1.2.10)

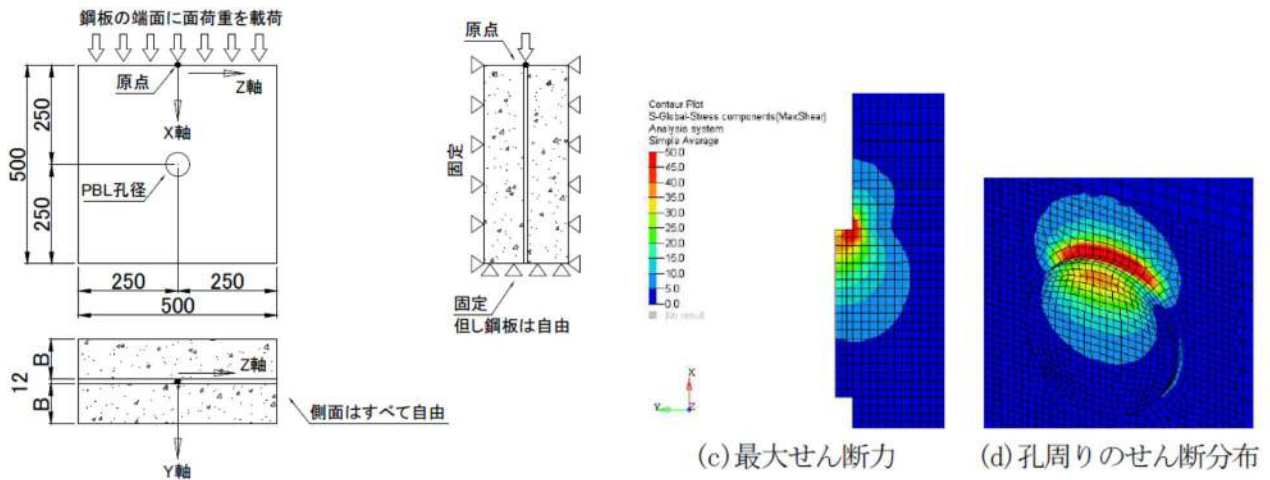


図 3.1.2.3 孔内コンクリートのせん断分布 (3次元ソリッド要素モデル) (文献3.1.2.5)

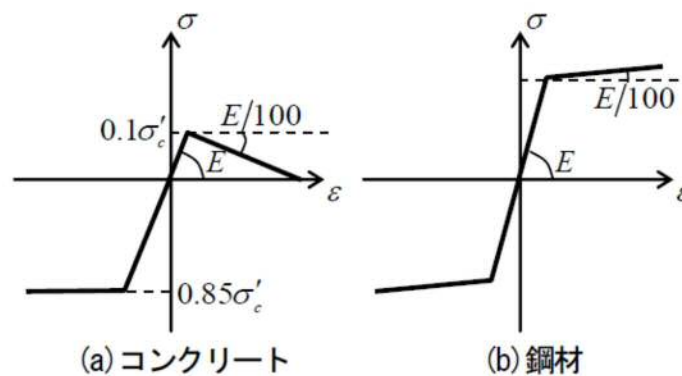
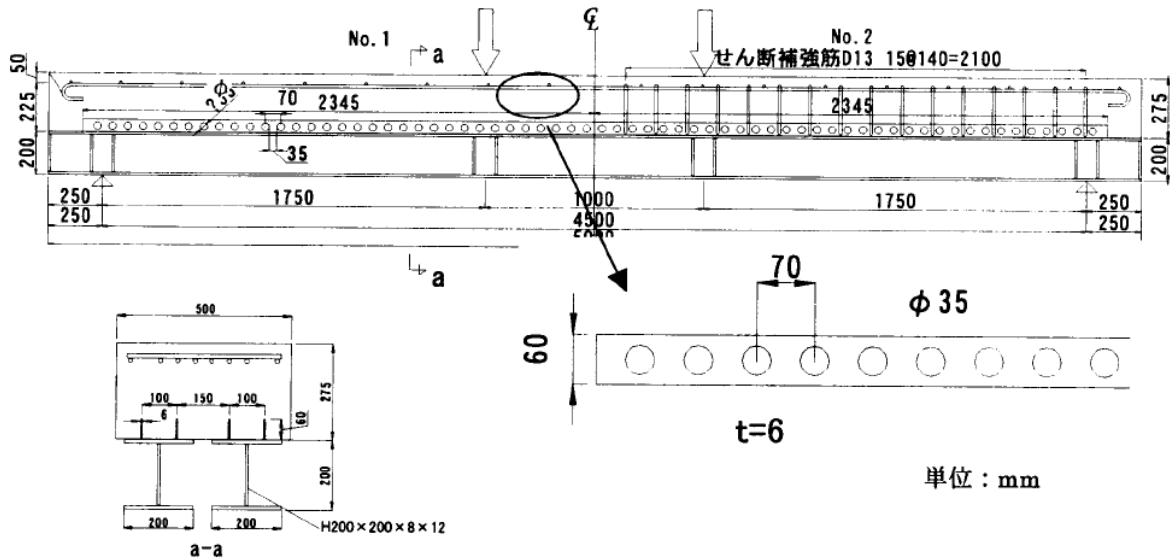


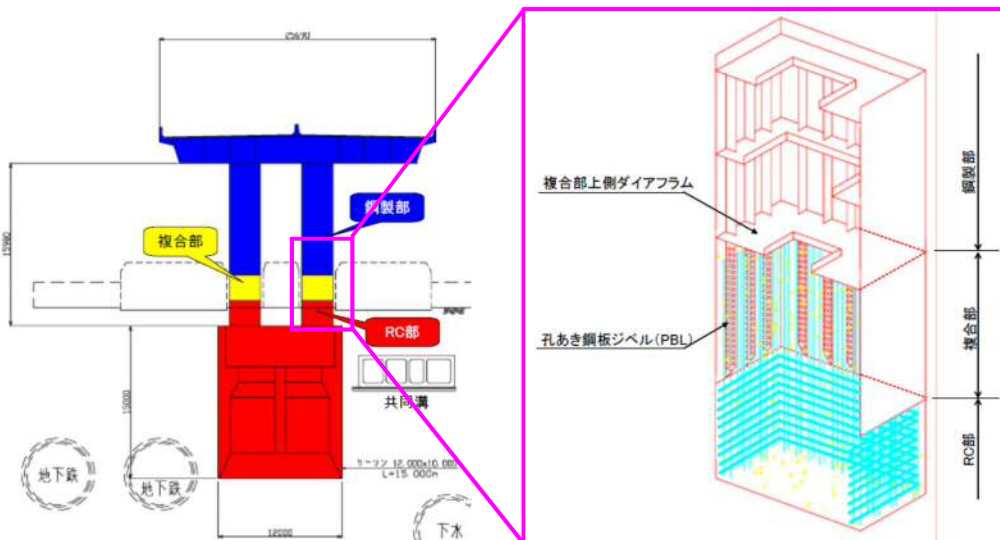
図 3.1.2.4 コンクリートおよび鋼材の材料力学特性例 (文献3.1.2.6)

(2) シェル要素モデル

ずれ止めとして孔明け鋼板ジベルを用いた合成桁、合成床版や鋼・コンクリート複合橋梁、複合剛結橋脚などの構造全体、または接合部を対象範囲とした FEM 解析を行う場合、計算機的能力や解析時間の制約上、モデルの簡素化や要素数削減のため鋼板部分をシェル要素とした 2 次元または 3 次元モデルとする場合が多い (図 3.1.2.5)。この時、コンクリートは解析モデルが 2 次元の場合は平面応力要素を用い、3 次元の場合はソリッド要素が用いられる。その他の要素として、鉄筋やスタッドジベルをトラス要素でモデル化している事例もある。



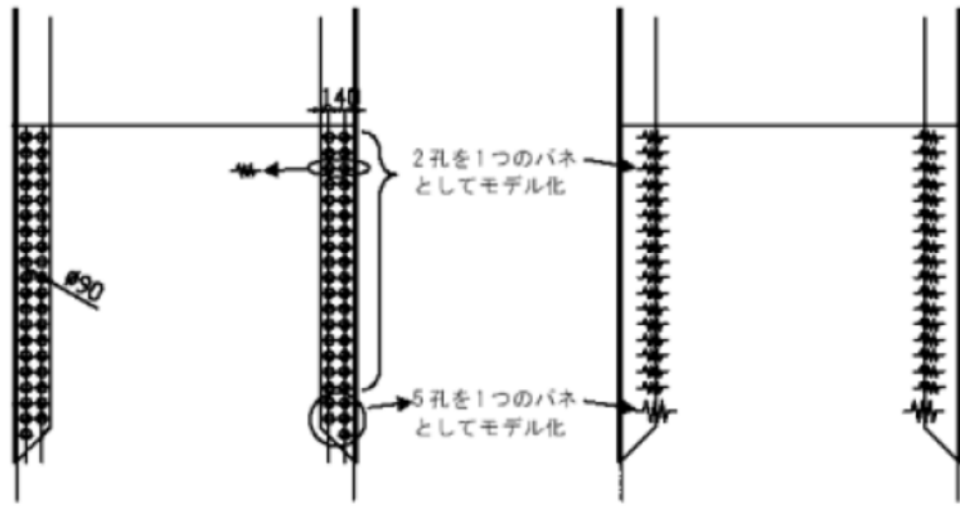
(a) 合成桁のモデル化事例 (文献 3.1.2.2)



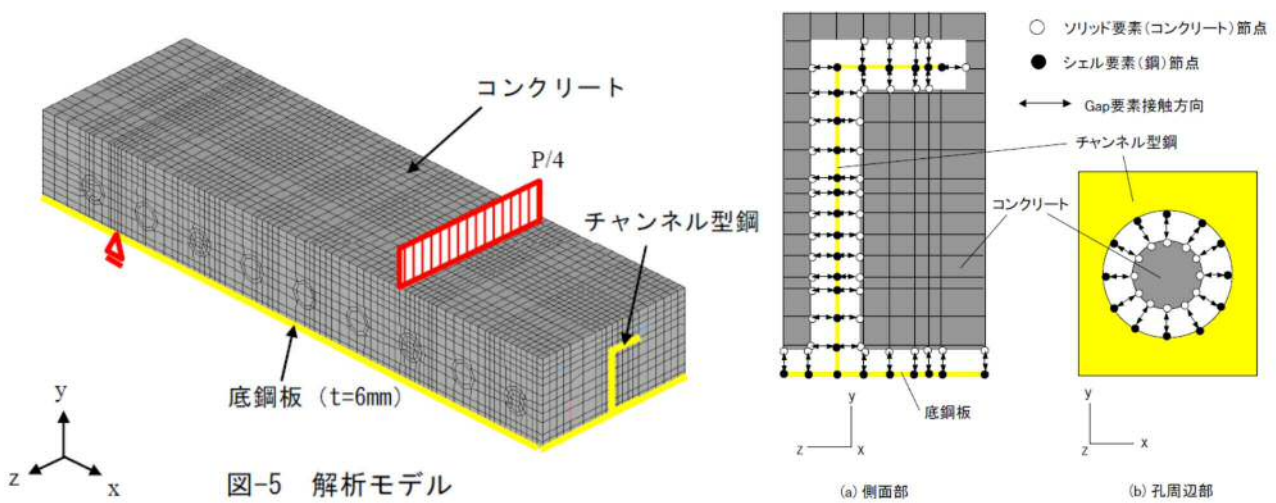
(b) 複合剛結脚のモデル化事例 (文献 3.1.2.7)

図 3.1.2.5 孔明け鋼板ジベルを用いた構造の解析事例

孔明き鋼板ジベルのモデル化は、複数の手法が用いられており、①単一または複数の孔のせん断抵抗を、対象部位の挙動に応じて1方向または2方向のばね要素で再現する手法（図3.1.2.6）（文献3.1.2.7）、②孔明き鋼板ジベルの抵抗特性を鋼板の剛性に置き換える手法、③ソリッド要素と同様にコンクリート要素と鋼板要素の格点間を圧縮力のみ伝達する要素で連結する手法（図3.1.2.6）（文献3.1.2.12）などが用いられる。



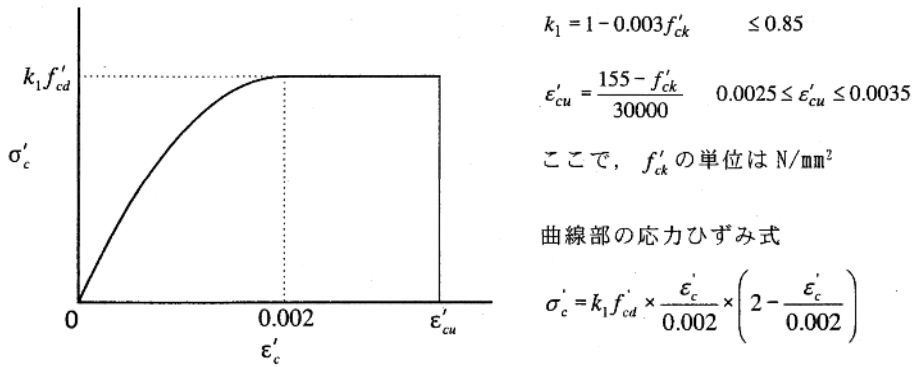
(a) 孔のせん断抵抗をばね要素でモデル化 (①)



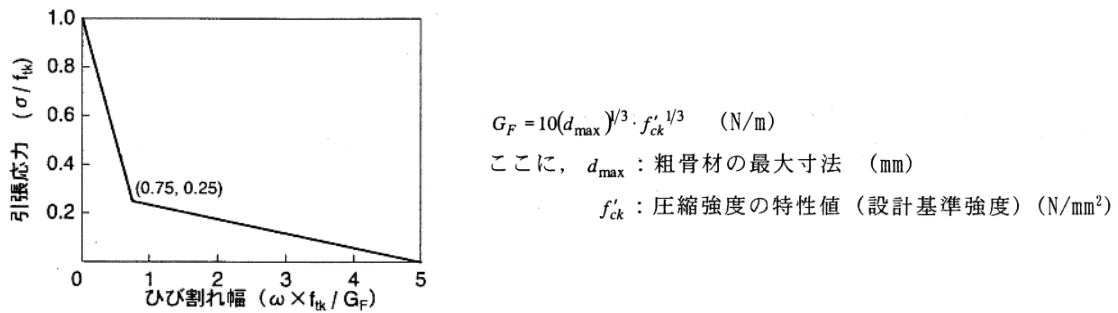
(b) コンクリート要素と鋼板要素間の接触条件を Gap 要素でモデル化 (③)

図 3.1.2.6 孔明き鋼板ジベルのモデル化事例

コンクリートの材料力学特性は、コンクリート標準示方書（文献 3.1.2.13）の応力-ひずみ曲線と引張軟化特性（図 3.1.2.7）を用いることが多い。鋼材は、降伏後の剛性を初期剛性の 1/100 とする非線形バイリニアモデル（図 3.1.2.8）を用いることが多い。孔明き鋼板ジベルのばね要素の材料力学特性は、孔明き鋼板ジベルの押し抜きせん断試験の結果から得られる非線形特性や、複合構造標準示方書（文献 3.1.2.14）に記載されるせん断力-ずれ変位関係（図 3.1.2.9）を用いることが多い。



(a) 応力-ひずみ曲線



(b) 引張軟化特性

図 3.1.2.7 コンクリートの材料力学特性²⁾

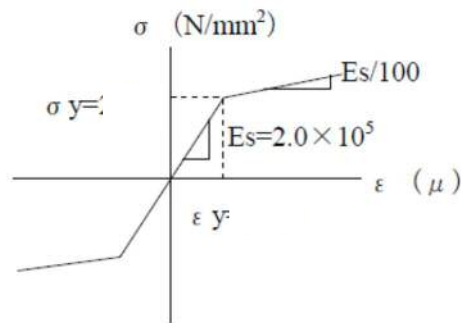
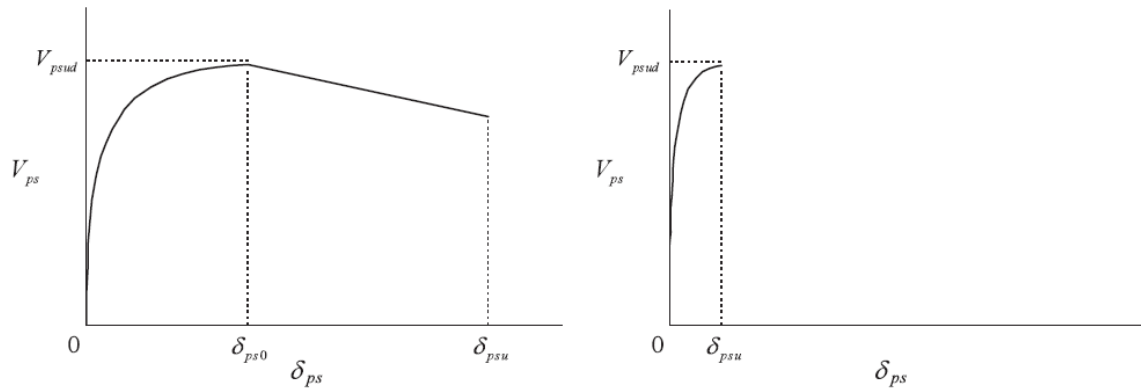


図 3.1.2.8 鋼材の材料力学特性



$$\begin{aligned}
 0 \leq \delta_{ps} \leq \delta_{ps0} & \quad V_{ps} = V_{psud} \left(1 - e^{-\alpha \delta_{ps} / \phi}\right)^\beta \\
 \delta_{ps0} < \delta_{ps} \leq \delta_{psu} & \quad V_{ps} = V_{psud} \left(1 - e^{-\alpha \delta_{ps0} / \phi}\right)^\beta \\
 & \quad + V_{psud} \left\{ \frac{2}{15} \left(1 - \frac{\delta_{ps}}{\delta_{ps0}}\right) \right\} \\
 0 \leq \delta_{ps} \leq \delta_{psu} & \quad V_{ps} = V_{psud} \left(1 - e^{-\alpha \delta_{ps} / d}\right)^\beta
 \end{aligned}$$

(a) 貫通鉄筋を有する場合

(b) 貫通鉄筋の無い場合

- V_{ps} : 孔あき鋼板ジベルの孔 1 個あたりのせん断力
- V_{psud} : 孔あき鋼板ジベルの孔 1 個あたりの設計せん断耐力
- δ_{ps} : 相対ずれ変位
- δ_{ps0} : 最大せん断力時のずれ変位
- δ_{psu} : 終局ずれ変位
- ϕ : 貫通鉄筋径
- d : 孔径
- α, β : 係数

図 3. 1. 2. 9 孔あき鋼板ジベルの荷重-ずれ関係³⁾

参考文献

- 1) 平陽兵, 天野玲子, 大塚一雄: 孔あき鋼板ジベルの疲労特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.1503-1508, 1997
- 2) 土木学会: コンクリート標準示方書, 2017
- 3) 土木学会: 複合構造標準示方書, 2014

収集した文献 事例編1: 鋼とコンクリートの接合部に記載 (文献3.1.2.1~3.1.2.12)

- 文献3.1.2.1 宗本理, 園田佳巨, 輿石正己: 3次元弾塑性 FEM を用いた孔あき鋼板ジベルの耐力評価に関する一考察, コンクリート工学年次論文集, 2013
- 文献3.1.2.2 平陽兵, 古市耕輔, 吉田健太郎, 河野哲也: 孔あき鋼板ジベルを用いた合成梁に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, 2011
- 文献3.1.2.3 田中良弘, 福浦尚之, 三桶達夫: 孔あき鋼板ジベルを用いた超高強度繊維補強コンクリート桁間の接合構造に関する研究, コンクリート工学年次論文集, 2004
- 文献3.1.2.4 下菌征史, 彦坂熙: 孔明き鋼板ジベルを用いた複合ラーメン橋剛結部の水平耐荷力, コンクリート工学年次論文集, 2003
- 文献3.1.2.5 道管裕一, 藤井堅, 民家洋輔, 藤井大成: 孔あき鋼板ジベルの荷重伝達メカニズムに関する一考察, 構造工学論文集, 2014
- 文献3.1.2.6 園田佳巨, 手嶋康博: 3次元弾塑性 FEM による孔あき鋼板ジベルの設計式に関する基礎的考察, 応用力学論文集, 2008
- 文献3.1.2.7 志村敦, 内田諭, 眞嶋隆行: 孔あき鋼板ジベルを用いた鋼-コンクリート複合橋脚の設計, 土木学会第59回年次学術講演会, 2004
- 文献3.1.2.8 篠原聖二, 加藤祥久: 鋼・コンクリート複合橋脚接合部の構造合理化, 土木学会第65回年次学術講演会, 2010
- 文献3.1.2.9 磯部龍太郎, 副島直史, 水口知樹, 志治謙一, 大嶋雄: 弾塑性有限変位 FEM 解析を用いた複合橋脚の終局限界状態に関する1考察, 土木学会第72回年次学術講演会, 2017
- 文献3.1.2.10 谷中聡久, 平嶋健太郎, 春日井俊博, 森下泰光: 孔あき鋼板リブの直交方向ずれ止め特性に関する実験的研究, 第6回複合構造の活用に関するシンポジウム
- 文献3.1.2.11 久保典之, 酒井武志, 大口真司, 梅原郁弘, 中島章典: 複数配置した孔明き鋼板ジベルのせん断分担特性に関する解析検討, 土木学会論文集 A2, Vol.69, No.2, 2013
- 文献3.1.2.12 松村達也, 倉田幸宏, 鈴木統, 古内仁, 上田多門: 複数配置した孔明き鋼板ジベルのせん断分担特性に関する解析検討, 構造工学論文集, Vol.54A, 2008

3.1.3 非合成桁

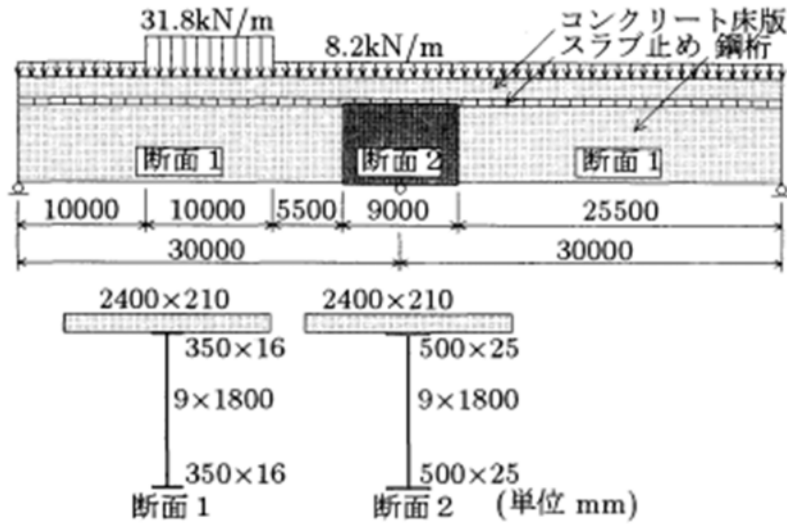
桁橋において、コンクリート床版と主桁の接合に関しては、設計上、両者の合成効果を期待する合成桁と床版との合成効果を考慮しない非合成桁に分別できる。非合成桁では、一般的にスラブアンカーにより床版と主桁を接続する。桁橋以外の橋梁においても、コンクリート床版と鋼部材（床組）は主にスラブ止めにより一体化される。設計上、スラブ止めの合成効果は無視されるが、有限要素解析においてスラブ止めの合成効果を無視すると実挙動を精度よく再現できないことが指摘されている。そのため、有限要素解析においてはスラブアンカーの合成効果は様々な手法・モデルによって考慮されている。それらのモデル化の妥当性や効率性は、有限要素解析の目的によって異なることが予想される。そこで本節では、土木学会の査読付論文集を中心に原著論文を収集し、有限要素解析の目的ごとに、用いられている合成効果のモデル化の方法とその結果や留意点をまとめた。収集した文献を表 3.1.3.1 に示す。

表 3.1.3.1 収集した文献一覧

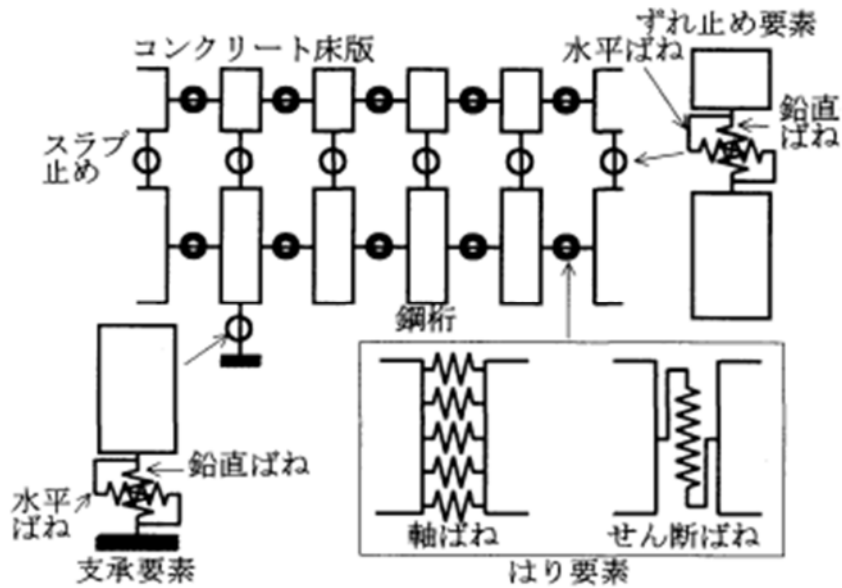
文献 No.	分類	論文名	著者	年	出典名
3.1.3.1	耐震・耐荷力解析	ずれ止めの非線形挙動を考慮した不完全合成桁の弾塑性解析	中島章典 他	1996	土木学会論文集
3.1.3.2	活荷重レベルでの合成効果検討	活荷重レベルにおける連続非合成桁橋の挙動に関する一考察	中島章典 他	1999	土木学会論文集
3.1.3.3	活荷重レベルでの合成効果検討	既設非合成連続桁橋の活荷重応答の実態とその評価	三木千壽 他	2000	土木学会論文集
3.1.3.4	活荷重レベルでの合成効果検討	RC 床版と鋼フランジ間の付着とスラブアンカーによるせん断抵抗の評価	山田真幸 他	2001	構造工学論文集
3.1.3.5	活荷重レベルでの合成効果検討	スラブアンカーの静的ずれ耐荷力特性に関する実験的研究	梶田智子 他	2001	構造工学論文集
3.1.3.6	耐震・耐荷力解析	上路式鋼アーチ橋の大地震時弾塑性挙動および耐震性向上に関する研究	野中哲也 他	2003	土木学会論文集
3.1.3.7	耐震・耐荷力解析	上路式鋼トラス橋の大地震時弾塑性挙動および耐震性向上に関する研究	野中哲也 他	2003	構造工学論文集
3.1.3.8	リダンダンシー解析	主桁損傷を受けた 2 主桁橋の残存耐力に関する考察	橘吉宏 他	2000	土木学会論文集
3.1.3.9	リダンダンシー解析	我国の鋼トラス橋を対象としたリダンダンシー解析の検討	永谷秀樹 他	2009	土木学会論文集 A
3.1.3.10	リダンダンシー解析	大きなき裂損傷が発生した鋼桁橋の全体残存耐荷力に関する解析的検討	山口隆司 他	2009	鋼構造論文集
3.1.3.11	リダンダンシー解析	連鎖的な部材破壊を考慮した鋼橋のリダンダンシー解析法の提案	野中哲也 他	2010	構造工学論文集
3.1.3.12	活荷重レベルでの合成効果検討	約 50 年間供用された床版目地を有する連続非合成鋼 I 桁橋の損傷状況と現地載荷試験	村越潤 他	2010	構造工学論文集
3.1.3.13	リダンダンシー解析	少数主桁連続橋でのリダンダンシー解析の試み	岩坪要 他	2015	鋼構造年次論文報告集
3.1.3.14	リダンダンシー解析	疲労き裂を有する連続鋼桁橋の残存性能に関する解析的研究	橋本国太郎 他	2015	鋼構造論文集
3.1.3.15	リダンダンシー解析	非線形有限要素解析による連続非合成多主桁橋の冗長性に関する考察	斉木功 他	2018	構造工学論文集
3.1.3.16	リダンダンシー解析	非合成連続多主桁橋の冗長性評価に及ぼすスラブアンカーの合成効果の影響	竹田翼 他	2018	土木学会論文集 A2

具体的な事例を紹介する前に、桁と床版の接合部の有限要素解析モデルの例を図 3.1.3.1～3.1.3.5 に示す。桁と床版の接合部では、主にばね要素（水平・鉛直）、梁要素、トラス要素、トリリニア非線形ばね要素、剛結が使用されている。

有限要素解析モデルの中で桁と床版の接合部に最も多く用いられていたのは、ばね要素である。ずれ止めを表現するばね要素では、押抜きせん断試験で求められた荷重-ずれ関係が設定されている（図 3.1.3.1）。



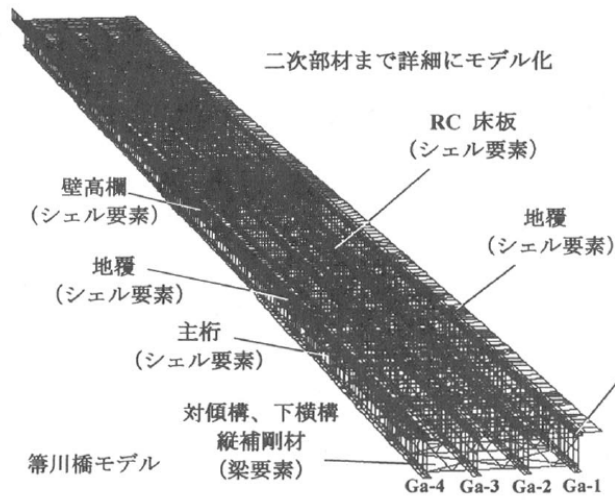
(a) 全体モデル



(b) 要素間の剛体ばねモデル

図 3.1.3.1 ばね要素を用いたモデル（文献 3.1.3.2）

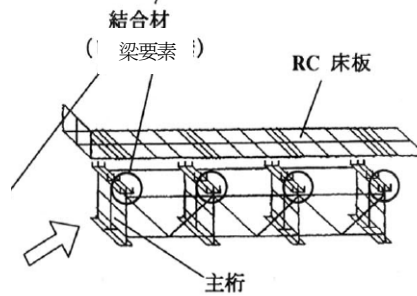
桁と床版の接合部に梁要素を用いたモデルでは、梁要素の断面二次モーメントの大きさをモデルの合成、非合成を設定していた。合成モデルの場合は断面二次モーメントを ∞ とし、非合成モデル場合は0としていた（図3.1.3.2）。



(a) 全体モデル

結合要素の断面2次モーメントを変化させ
合成・非合成を表現する

合成モデル	$I = \infty$
非合成モデル	$I = 0$



(b) 桁と床版の接合部モデル

図3.1.3.2 梁要素を用いたモデル（文献3.1.3.3）

トリリニア非線形ばねを用いたモデルでは、橋軸方向を非線形ばねとし、橋軸直角方向を剛結としている。これにより、非合成桁として設計された橋梁に対し、合成構造として挙動する床版と補剛桁のモデル化を行っている(図3.1.3.3)。剛結は、有限要素解析モデルの中でばね要素の次に多く用いられている(図3.1.3.4)。

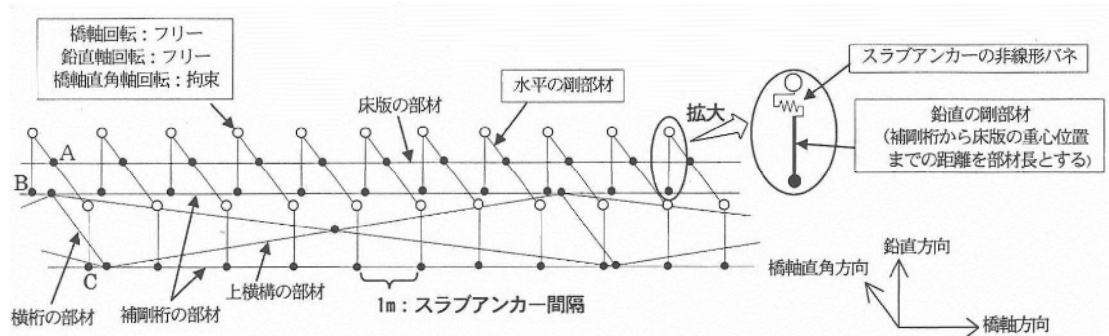


図3.1.3.3 トリリニア非線形ばねを用いたモデル (文献3.1.3.6)

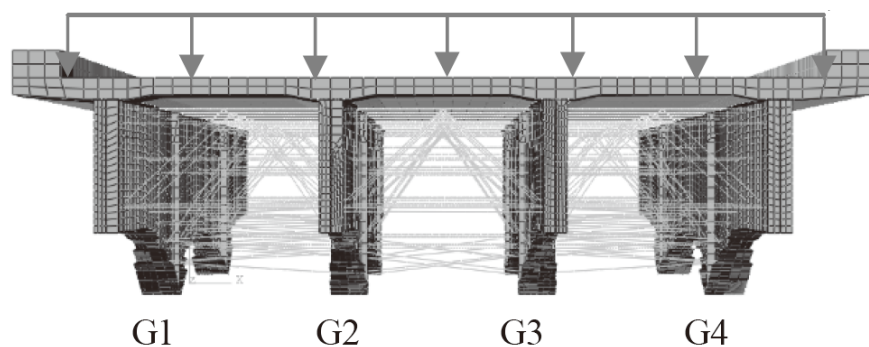


図3.1.3.4 剛結 (文献3.1.3.14)

その他として、床版と主桁の合成作用を考慮しない場合の鋼多主桁橋の冗長性の発揮メカニズムを明らかにすることを目的として、冗長性に及ぼす床版の寄与を無視するために床版-主桁間の荷重伝達を計算後、床版モデルを消去する方法もあった(図3.1.3.5)。

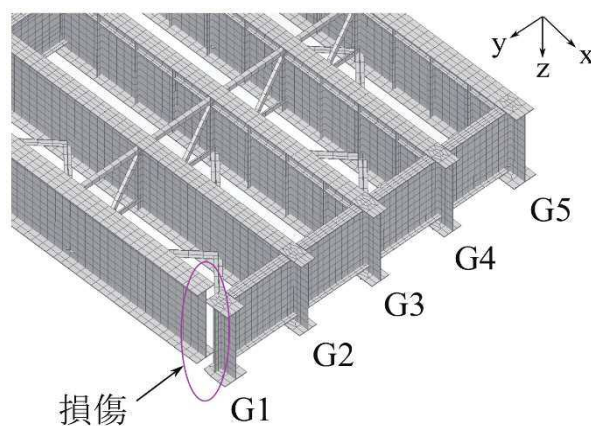


図3.1.3.5 床版を消去したモデル (文献3.1.3.15)

以上が非合成桁で用いられている桁と床版の接合部のモデル例である。次に、下記(1)～(3)の解析の目的別に解析事例を整理した。

- (1) 活荷重レベルでの合成効果の検討
- (2) 耐震解析・耐荷力解析
- (3) リダンダンシー解析

(1) 活荷重レベルでの合成効果の検討

① 非合成連続桁橋における合成効果の計測・数値解析（文献3.1.3.2, 3.1.3.3, 3.1.3.12）

非合成桁橋に合成効果が見られることについて、その利点や課題として次のようなものが挙げられている。

【利点】

- ・ 既設桁橋の疲労照査等で合成効果を見込むことができれば、構造補強が過大にならずコストを低減できる。

【課題】

- ・ スラブアンカーに作用する繰返しの水平せん断力による疲労の問題
- ・ 連続桁の負曲げ領域におけるコンクリート床版のひび割れの問題
- ・ 連続桁橋の上部工の温度膨張・収縮によって下部工（橋脚）に、「非合成」を前提とした場合よりも過大な曲げが発生する問題

したがって非合成桁橋であっても、その合成効果をより正確に把握することが、橋の耐荷性能や耐久性能を評価する上で重要となる。以下に、実橋の計測や想定モデルに基づく数値解析により非合成桁橋の合成効果を評価した事例を示し、有限要素解析を実施する上での留意点を示す。

文献3.1.3.2, 3.1.3.3, 3.1.3.12 は、いずれも実橋梁の活荷重レベルでの挙動を精度良く再現するための数値モデルについて検討している。

【文献3.1.3.2】

- ・ コンクリート床版をスラブ止めにより鋼桁に接合した連続桁橋を対象として、たわみや床版ひび割れ幅などを設計値と比較
- ・ 数値解析には剛体ばねモデルを用い、桁および床版には剛体ばね梁要素（剛体間にせん断ばねと高さ方向に複数の軸方向ばねを配置した要素）、スラブ止めとして、押抜き試験により得られた荷重-ずれ関係を直接モデル化したばね要素を床版および桁の剛体間に配置
- ・ 比較のためにスタッドを用いた合成桁の解析も実施
- ・ （結論1）解析から得られたたわみは、スラブ止めの合成効果を考慮することにより、非合成桁としての設計計算よりもかなり低減される。
- ・ （結論2）合成効果を考慮することで、連続桁中間支点付近のコンクリート床版にひび割れが生じるが、ひび割れの許容値を超えるものではない。
- ・ （結論3）設計で考慮していないスラブ止めに作用するせん断力に着目し、非合成連続桁および断続合成桁は、合成桁に比べて疲労の観点から好ましくない。

【文献3.1.3.3】

- ・ 供用中の非合成連続桁橋に設計荷重相当の荷重を載荷し、たわみ・ひずみ・床版桁間のずれ等を計測することで、有限要素解析による再現性を確認
- ・ 対象橋梁は4径間連続4主桁非合成桁橋（支間長47m程度、主桁高さ2200mm）で、床版と鋼桁は直径16mmの丸鋼のスラブアンカーにより接合
- ・ 有限要素解析で、主桁・RC床版・壁高欄をシェル要素、対傾構・下横構を梁要素、スラブアンカーは梁要素によりモデル化
- ・ スラブアンカーを表す梁要素の曲げ剛性を変化させることで、合成効果を無視した設計上の非合成桁モデルや、完全に一体化している設計上の合成桁モデルを再現

- ・(結論1) 計測されたたわみは合成効果を考慮しないモデルのたわみの半分以下である。
- ・(結論2) 計測されたひずみ分布から推定される中立軸は、合成効果を考慮しないモデルの中立軸よりもかなり上である。
- ・(結論3) 以上のことから、非合成桁として設計され、スラブアンカーで床版と桁を接合された桁橋において、活荷重レベルでは合成効果が生じていると結論付けられる。

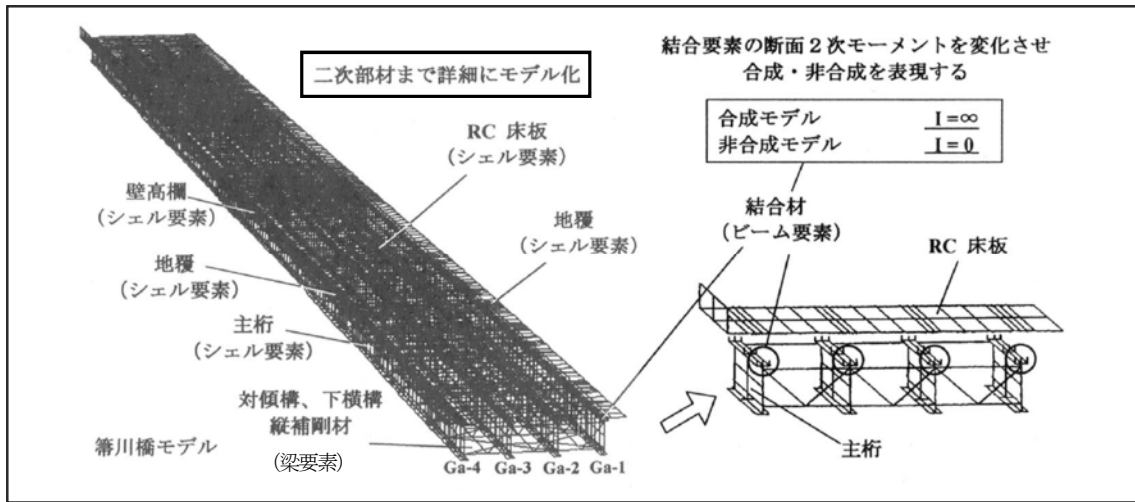
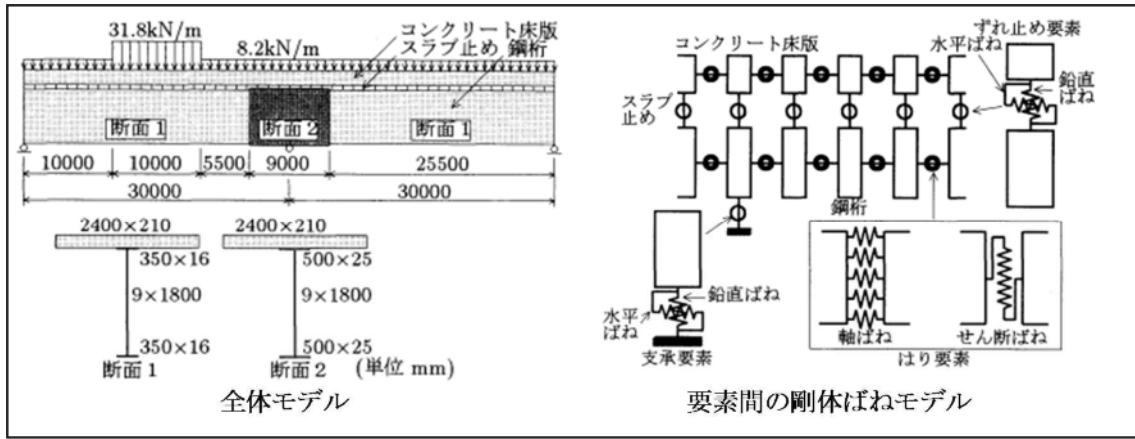
【文献3.1.3.12】

- ・約50年間供用された連続非合成桁橋を対象として、活荷重に対する全体挙動の把握と数値解析手法の適用性を検討
- ・対象橋梁は2主桁3径間連続非合成鉄桁橋であり、張出床版部に凍害による損傷
- ・数値解析は、2種類の格子桁モデル(床版の考慮なしと有効幅を桁に考慮したモデル)と床版をシェル要素、その他を梁要素によりモデル化した有限要素モデル
- ・床版とフランジ間にはばねによって結合し、実験結果を参照してばね剛性を変化
- ・(結論1) 完全合成ではないものの、合成に近いばね定数のモデルによる桁内の応力が実験結果を最もよく近似している。
- ・(結論2) 床版と桁の相対変位は弾性的な挙動を示すものの、そのずれ剛性はスラブアンカーから想定されるずれ剛性に対して非常に大きい。

以上の検討事例(文献3.1.3.2, 3.1.3.3, 3.1.3.12)での解析の目的とモデル化の特徴を表3.1.3.2に示す。これらの事例での実橋あるいは想定モデルでの有限要素解析モデルを図3.1.3.6に示す。

表3.1.3.2 非合成桁橋の合成効果に関する検討事例の解析の目的とモデル化の特徴

文献No.	解析の目的	使用要素			解析のその他の設定
		桁	床版	ずれ止め	
3.1.3.2	連続非合成桁橋の活荷重レベルでの実挙動の解明のため一般的な諸元の想定モデルでの解析結果を設計値と比較	剛体(剛体要素間に軸ばね・せん断ばねを設定)		ばね(鉛直及び水平)	<ul style="list-style-type: none"> ・各ばねにはその材料の構成則を設定 ・ずれ止めを表すばねの水平方向の挙動は、静的押抜き試験結果を反映
3.1.3.3	既設の実橋に生じる応力と非合成桁の合成挙動の限界を調べた載荷試験と解析結果を比較し、差異が生じる要因を検討	シェル		梁	<ul style="list-style-type: none"> ・桁と床版の間の梁要素の断面二次モーメント $I = \infty$ で合成モデル, $I = 0$ で非合成モデル ・合成モデルでは床版の剛性は2方向直交異方性を持つとして設定
3.1.3.12	約50年供用された実橋の活荷重に対する全体挙動の把握と、各種解析手法の適用性の検討	梁	シェル	梁(せん断ばね定数で合成の程度を設定)	<ul style="list-style-type: none"> ・床版目地はシェル要素の不連続部として設定 ・地覆とコンクリート舗装は床版との一体性が不明のため断面剛性として考慮しない



- (1) 格子桁モデル：床版を考慮しないモデルと、有効幅を考慮して桁断面に組み込んだモデル。
 (2) 有限要素モデル：主桁・縦桁・横桁を梁要素，床版をシェル要素としてモデル化。

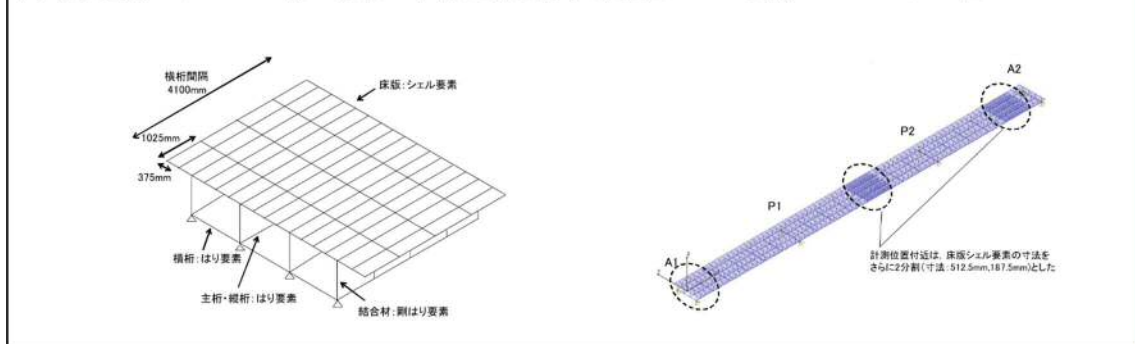


図 3.1.3.6 検討事例 (文献 3.1.3.2, 3.1.3.3, 3.1.3.12) での実橋や想定モデルでの有限要素解析モデル

これらの解析による非合成桁橋の合成効果に着目した結果を図 3.1.3.7 に示す。

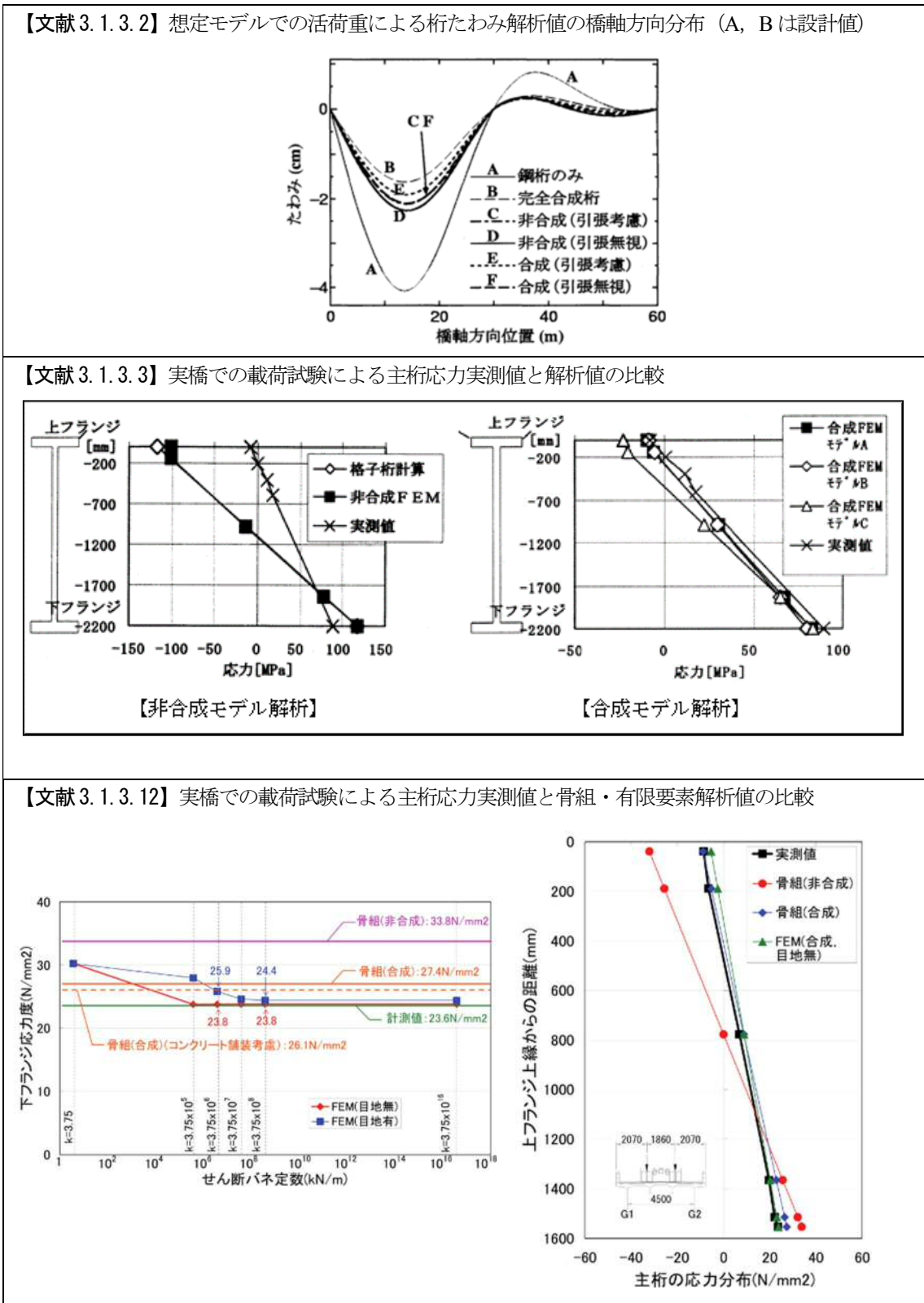


図 3.1.3.7 各検討事例における合成効果に着目した解析結果

これらの解析結果を総合すると、次のことが言える。

- 非合成桁橋を想定したモデルの有限要素解析値や非合成桁橋の載荷試験による実測値を、格子桁解析等による設計計算値と比較すると、非合成の設計値よりも合成の設計値に近いものになった(文献3.1.3.2, 3.1.3.3, 3.1.3.12)。
- 合成効果を考慮した有限要素解析を行う場合、床版の剛性に2方向直交異方性を考慮すると、より実測値に近い結果が得られた(文献3.1.3.3)。
- スラブアンカーの水平せん断試験結果に基づいて設定したせん断ばね定数を1オーダー大きく(10倍)した解析のほうが、載荷試験による実測値によく合う傾向があり、有限要素解析に考慮していない要因(桁と床版の付着、リベットの頭部やフランジ厚変化部による変位拘束)が影響していた可能性がある(文献3.1.3.12)。

以上の検討事例のような解析を実施するにあたっての留意点として、次のことが考えられる。

- 文献3.1.3.3のように、桁と床版の結合要素の断面二次モーメント I を変化させて合成の程度を設定する場合、 $I = \alpha I_0$ は通常値の3桁上(1000倍)、 $I = 0$ は極めて小さい数値とすれば、支障なく計算できると考えられる。解析モデルの剛体変位が発生しない条件であれば、本当に $I = 0$ と入力しても問題ない。
- 桁と床版の合成効果には、両者の付着や摩擦も影響していると考えられる。これを有限要素解析に考慮する方法は難しいと考えられるが、適切なモデル化には次(②)に示すような実験事例を参考にするとよい。実験事例では、付着の破壊後にスラブアンカーのひずみが発生し始めることから、桁と床版の間に大きなずれを生じさせるような解析では、スラブアンカーと付着を別々にモデル化するのがよいと考えられる。

② スラブアンカーの性能評価(実験・数値解析)(文献3.1.3.4, 3.1.3.5)

前述①で示したとおり、非合成桁橋として設計されていても、実際には合成桁橋に近い挙動を示しており、その要因として床版のずれ止めのために設置されたスラブアンカー等が大きく影響しているものと考えられる。ここでは、有限要素解析における桁・床版間のせん断剛性の設定に参考にできるような、スラブアンカーの実験等による性能評価の事例を示す。

【文献3.1.3.4】

- ・ 既設のRC床版非合成桁橋を対象として、スラブアンカーおよび付着による床版と桁との一体化のメカニズムやスラブアンカーと付着の耐荷力・疲労特性等を明らかにするため、スラブアンカーの要素試験およびその有限要素解析を実施
- ・ 要素試験は、直径13mm丸鋼のスラブアンカーと付着面積500mm×200mmの押抜き試験(パラメータ:スラブアンカーの有無および3種類の付着面積)
- ・ (結論1) 要素試験を対象とした有限要素解析の結果、付着面の端部でせん断力が大きくなるため、端部が付着破壊の起点になる可能性がある。このことから、端部のない実際の桁橋の付着面では今回の押抜き試験による付着強度(0.5MPa程度)よりも付着強度が大きくなる可能性がある。
- ・ (結論2) 要素試験の結果、初期ずれ剛性が30~40MPa/mm程度と大きく、付着が破壊するまではスラブアンカーは荷重を受け持たない。疲労に関しては、静的強度の半分の荷重振幅では200万回で疲労破壊しなかった。
- ・ (結論3) 付着の破壊後も、桁と床版間のせん断剛性は比較的大きく、摩擦の影響が考えられる。

【文献3.1.3.5】

- ・ RC床版非合成箱桁橋(3BOX)を想定して、スラブアンカーおよび付着に着目した静的押抜きせん断試験(パラメータ:スラブアンカーの直径、曲げ上げ角度、3種類の付着面積、死荷重相当の拘束力の有無、繰返し荷重の有無)を実施
- ・ 実橋により近い状態の試験となるよう、床版と舗装の死荷重に相当する拘束力を、PC鋼棒により載荷
- ・ 供用荷重レベルでの繰返し荷重を作用させ、桁と床版との付着・せん断耐力に及ぼす影響も確認
- ・ (結論1) スラブアンカーの径は、最大せん断耐力とずれ発生後のずれ剛性への影響が大きいが、折り曲げ角度はあまり影響しない。

- ・(結論2) 付着の影響で最大せん断耐力は大きくなるが、付着がある場合のずれ発生後のずれ剛性は、付着がない場合よりも小さくなる。ずれが発生した後は付着が切れて一気にずれが進行し、せん断力がスラブアンカーに集中して相対ずれ変位量が大きくなるためである。
- ・(結論3) 疲労設計荷重レベルで繰返し载荷を200万回作用させると、桁と床版面の付着は切れやすくなるが、せん断耐力は大きくなる。繰返し载荷により、作用せん断力がスラブアンカーに均等に作用するためと考えられる。

検討事例(文献3.1.3.4, 3.1.3.5)での実験(静的押抜き試験)の目的と特徴を表3.1.3.3に示す。試験装置と試験ケースを図3.1.3.8に示す。

表3.1.3.3 実験(静的押抜き試験)の目的と特徴

文献No.	実験の目的	特徴(摩擦の考慮, 数値解析等)
3.1.3.4	スラブアンカーおよび付着による床版と上フランジとの結合のメカニズム, 耐荷力, 疲労特性等を明らかにする。	<ul style="list-style-type: none"> ・桁と床版間のせん断面に対して鉛直方向の力は導入していない。 ・押抜き試験を模擬する有限要素解析を行い, せん断面での局所的なせん断応力集中の状態を把握した。
3.1.3.5	床版と上フランジ面の付着に対する静的押抜き試験を行い, せん断耐力, ずれ定数, 破壊形状を確認する。	<ul style="list-style-type: none"> ・ずれ止めに影響する死荷重(床版+舗装)を考慮するためのPC鋼棒による拘束圧を加えた。

文献No.	試験装置	試験ケース																																																														
3.1.3.4																																																																
3.1.3.5		<table border="1"> <thead> <tr> <th rowspan="2"></th> <th colspan="6">試験体タイプ</th> </tr> <tr> <th>SLP1</th> <th>SLP2</th> <th>SLP3</th> <th>SLH1</th> <th>SLH2</th> <th>SLH3</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>平面図</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>断面図</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>付着</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>あり</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>あり</td> </tr> <tr> <td>曲げ上り角度</td> <td>45°</td> <td>22.5°</td> <td>45°</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>なし</td> </tr> <tr> <td>鉄筋径</td> <td>φ16</td> <td>φ13</td> <td>φ16</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>なし</td> </tr> <tr> <td>繰り返し</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>あり</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>なし</td> </tr> <tr> <td>締め込み</td> <td>あり</td> <td>なし</td> <td>なし</td> <td>あり</td> <td>なし</td> <td>なし</td> </tr> </tbody> </table>		試験体タイプ						SLP1	SLP2	SLP3	SLH1	SLH2	SLH3	平面図							断面図							付着	なし	なし	あり	なし	なし	あり	曲げ上り角度	45°	22.5°	45°	なし	なし	なし	鉄筋径	φ16	φ13	φ16	なし	なし	なし	繰り返し	なし	なし	あり	なし	なし	なし	締め込み	あり	なし	なし	あり	なし	なし
	試験体タイプ																																																															
	SLP1	SLP2	SLP3	SLH1	SLH2	SLH3																																																										
平面図																																																																
断面図																																																																
付着	なし	なし	あり	なし	なし	あり																																																										
曲げ上り角度	45°	22.5°	45°	なし	なし	なし																																																										
鉄筋径	φ16	φ13	φ16	なし	なし	なし																																																										
繰り返し	なし	なし	あり	なし	なし	なし																																																										
締め込み	あり	なし	なし	あり	なし	なし																																																										

図3.1.3.8 試験装置と試験ケース

文献3.1.3.4では、局所的なせん断応力集中の状態を把握するため、押抜き試験を模擬する有限要素解析を行い、せん断面の先端部と下端部で大きな応力の発生が確認されている（図3.1.3.9）。実橋ではこのような極端な応力集中が発生することはなく、桁と床版間の付着の強度はより大きくなる可能性があると考えられている。

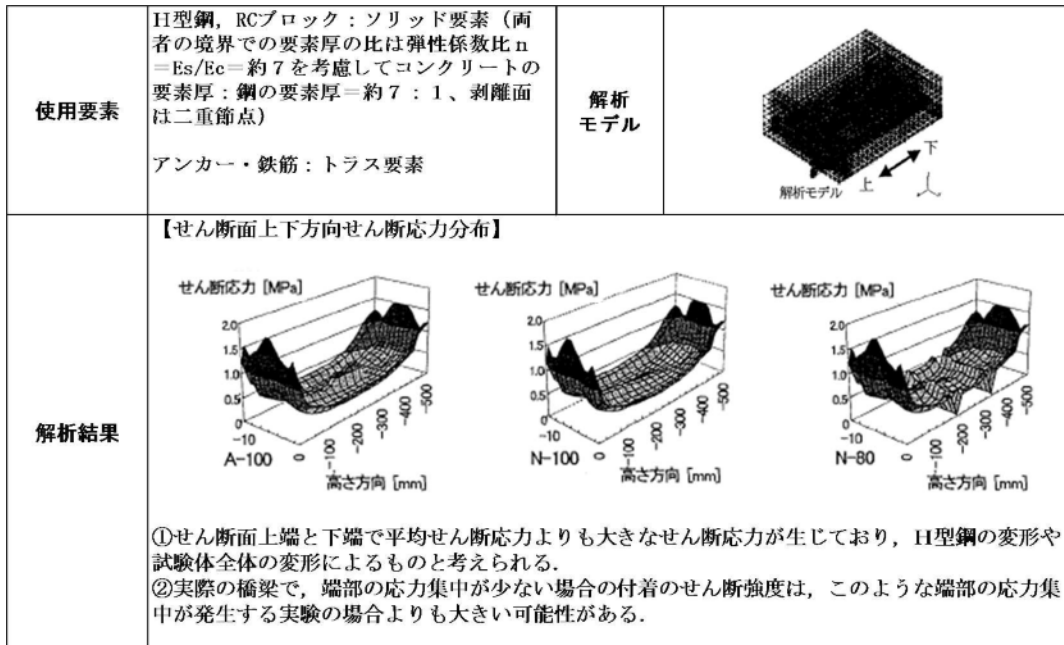


図3.1.3.9 押抜き試験を模擬する有限要素解析の解析モデルと結果（文献3.1.3.4）

(2) 耐震解析，耐荷力解析

ここでは、主に耐震解析，耐荷力解析について、発表されている文献3.1.3.1, 3.1.3.6, 3.1.3.7について整理した。下記に、各文献の概要を記述する。

・アーチ橋の耐震解析（文献3.1.3.6）

文献3.1.3.6では、アーチの大地震時弾塑性挙動におよぼす床版と補剛桁の結合の影響を明らかにするため、スラブアンカーの非線形性を取り入れた動的有限要素解析を行っている。

・トラス橋の耐震解析（文献3.1.3.7）

文献3.1.3.7では、文献3.1.3.6で実施している解析をトラス橋に用いた場合の動的有限要素解析を実施している。

・不完全合成桁の耐荷力解析（文献3.1.3.1）

ずれ止めの挙動が非弾性領域におよぶ不完全合成を解析の対象としている。ずれ止めの非弾性挙動は押抜き試験に基づく非線形水平ばね要素としてモデル化されており、合成桁の鋼桁およびRC床版はそれぞれ剛体ばねモデルの梁要素によりモデル化されている。解析の結果は3mの模型合成桁実験の結果と比較され、荷重たわみ関係や荷重ずれ変位関係において最大荷重に至るまで実験結果とのよい一致が確認されている。解析および実験に用いた合成桁は、曲げ耐力に至る前にずれ止めの非弾性挙動が現れるようなプロポーションであり、押抜き試験に基づくずれ止めのモデル化が重要かつ有効であると結論付けられる。

1) 耐震解析

文献3.1.3.6, 3.1.3.7で共通しているのは、床版の結合モデルである。非合成桁として設計しながら、実際は、合成構造として挙動する床版と鋼桁のモデル化にスラブアンカーの非線形性を取り入れている。これは、非合成桁として設計したスラブアンカーの特性を考慮し、正確にモデル化することで、より実橋に近い結果となると考えられる。具体的には、トリリニアの非線形ばねでスラブアンカーをモデル化している（図3.1.3.10）。トリリニアの非線形ばねは、荷重と相対変位の関係からスラブアンカーの骨格曲線を作成している（図3.1.3.11）。ここでの相対変位は、床版と補剛桁の変位差である。非線形性は、橋軸方向のみに設定し、橋軸直角方向は剛結合（完全合成）としている。

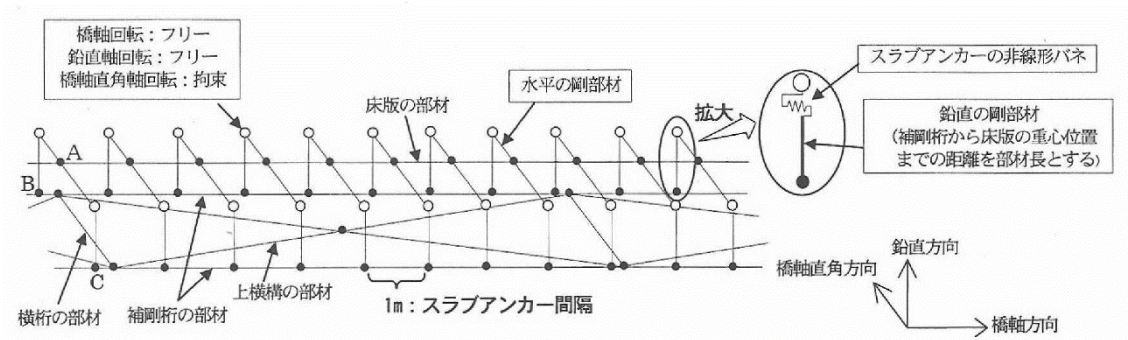


図 3. 1. 3. 10 トリリニアの非線形ばねモデル (文献 3. 1. 3. 6)

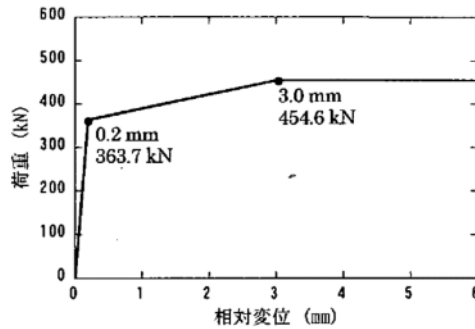


図 3. 1. 3. 11 スラブアンカーの骨格曲線 (文献 3. 1. 3. 11)

解析の結果として、非線形性を取り入れたモデルと従来のモデル（完全合成）では、結果が異なることがわかった。具体的には、非線形性を取り入れたモデルでは、橋軸方向においては、全体的に降伏している部材が少ない。しかし、入力地震動によっては、スラブアンカーが降伏し、床版と補剛桁の間にずれが生じる可能性も考えられる。従来のモデルでは、アーチリブが塑性化する結果となり、現実とは異なるものと考えられる。

よって、スラブアンカーの非線形性を取り入れたモデルのほうがより実挙動に近いと言える。

2) 耐荷力解析

文献 3. 1. 3. 1 では、鋼コンクリート合成構造物の弾塑性挙動を解析により追跡するためには、コンクリートおよび鋼の材料非線形性を考慮するだけでなく、ずれ止め部材の非線形挙動も考慮する必要があると述べている。その点から、不完全合成桁を対象として、剛体ばねモデルにおけるずれ止め要素の水平ばね特性を導入した弾塑性解析を行っている (図 3. 1. 3. 12)。この時の水平ばね特性は、押抜き試験により得られたずれ止めの非線形荷重-ずれ関係により設定している。

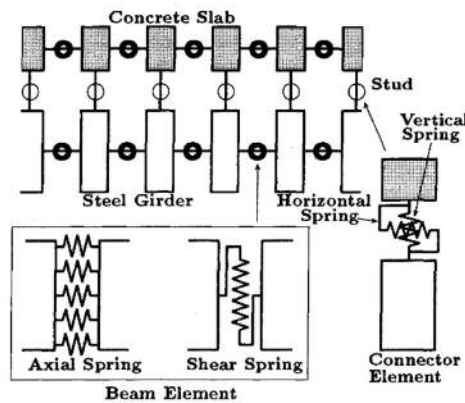


図 3. 1. 3. 12 ずれ止めのモデル化 (文献 3. 1. 3. 1)

上記モデルによる解析結果と実験結果を比較した結果、ほぼ一致していたため、本解析により不完全合成桁のずれ止めが作用する弾塑性域までの水平せん断力の定量的評価が可能となる。鋼桁を梁要素としてモデル化しているため、スタッドが伝達する水平せん断力の影響による桁フランジの応力集中の影響などは考慮できない。そのため、桁フランジのひずみ分布の実験結果と解析結果には多少の差異が認められた。しかし、荷重載荷点の床版のひずみ分布の解析結果は実験結果によく一致した。スタッドに作用する軸ひずみは、桁と床版の鉛直方向の結合条件と水平方向の変位の影響を受けるが、本解析結果において、水平変位も考慮してスタッドの軸ひずみを算定することによって、この軸ひずみもある程度追跡できる。

(3) リダンダンシー解析

1) 桁橋

・2主桁橋 (文献3.1.3.8)

文献3.1.3.8では、損傷を受けた2主桁橋のリダンダンシーについて考察している。2主桁橋の安全性を評価するために、主桁損傷の程度による橋梁の挙動の変化を把握すること、および崩壊機構の解明を試みている。

主桁に損傷を与えた1/2スケールの模型実験を行い、この結果を有限要素解析により再現している。解析モデルは、モデルAとBの2通りを用いている。モデルAではPC床版部をソリッド要素、鋼桁部はシェル要素により分割している。モデルBではPC床版をシェル要素、鋼桁を梁要素によりモデル化している(図3.1.3.13)。どちらのモデルにおいても、床版と鋼桁は完全合成を仮定し、剛体要素により結合している。この根拠としては、モデルとしている橋梁が、鉛直荷重に対しては非合成として設計されているものの、地震時や風荷重に対しては床版剛性を期待した設計となっていることを挙げている。

主桁たわみについては、解析モデルA・Bによる結果は、ともに模型実験の結果をよく近似できた。また、模型実験の結果から、対象の2主桁橋の終局耐力は損傷部付近の床版の圧壊で決定されることがわかっているが、解析モデルBは床版の圧縮応力を精度よく予測できた。以上のことから、完全合成の仮定は本文献の範囲においては妥当であることが分かる。崩壊機構としては、主桁損傷後に橋梁全体にねじり変形が生じる。

実橋梁による安全性評価のため、モデルBにより支間長の異なる4つの2径間連続2主桁橋の損傷時の解析を行っている。損傷は、損傷によって解放される曲げモーメントを載荷する方法で再現している。この結果、支間70m以下であれば、主桁が切断された状態で床版に発生する応力度はコンクリート強度以下であり、終局には至らないと結論付けている。

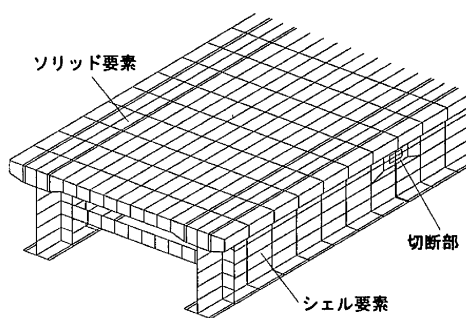


図-20 解析モデルA概要

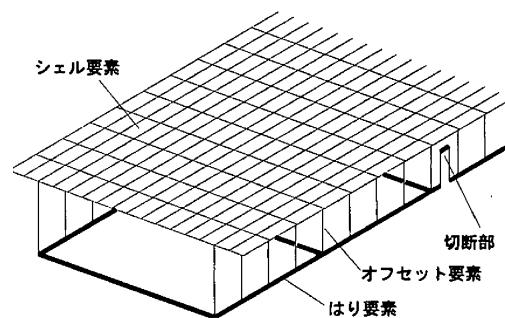


図-21 解析モデルB概要

図3.1.3.13 2主桁橋のモデル化 (文献3.1.3.8)

・3主桁橋 (文献3.1.3.13)

文献3.1.3.13では、非線形有限要素解析に基づく3径間連続合成3主桁橋のリダンダンシーの定量評価を行っている。また、リダンダンシー評価のためのモデル化・解析手法および評価方法について検討している。

解析モデルは、主要部材である床版・主桁・横桁をシェル要素によりモデル化している(図3.1.3.14)。床版と主桁は完全合成を仮定し剛棒で結合している。構造部材とはみなされない壁高欄および中央分離帯をシェル要素でモデル化した解析も行っており、これらがリダンダンシーに及ぼす影響も考察している。損傷シナリオとして、外桁の端支点・

中間支点・中央支間中央のいずれかに損傷を仮定し、図 3.1.3.14 に示すような 5 パターンの程度の異なる損傷を採用し、パラメトリック解析を行っている。

解析結果として、損傷の程度が比較的大きい場合は損傷部付近に塑性変形が集中し、そうでない場合は損傷桁以外の桁も含めて損傷部付近の断面変化部に塑性変形が進展すると述べている。相当塑性ひずみ 2%を終局ひずみとすると、健全時に比較した損傷時の終局耐力は、中間点部損傷ではフランジに損傷がない場合はほぼ変わらず、ある場合に 60%程度となる。中央径間支間中央部損傷ではウェブのみに損傷がある場合でも 0.6 を下回り、フランジにも損傷がある場合は 0.3 程度になると述べている。中間支点付近に損傷がある場合、壁高欄を考慮しないモデルで終局耐力が活荷重の 9 倍程度あると報告している。壁高欄を考慮すると活荷重倍率で 2 程度の終局耐力の向上が見込める可能性がある。終局ひずみを 2%としても活荷重倍率が 10 を超える程度の耐荷力を有する。これらには床版と桁の合成作用の寄与が大きいとしている。PC 床版のモデル化についてはさらに検討が必要であると結んでいる。

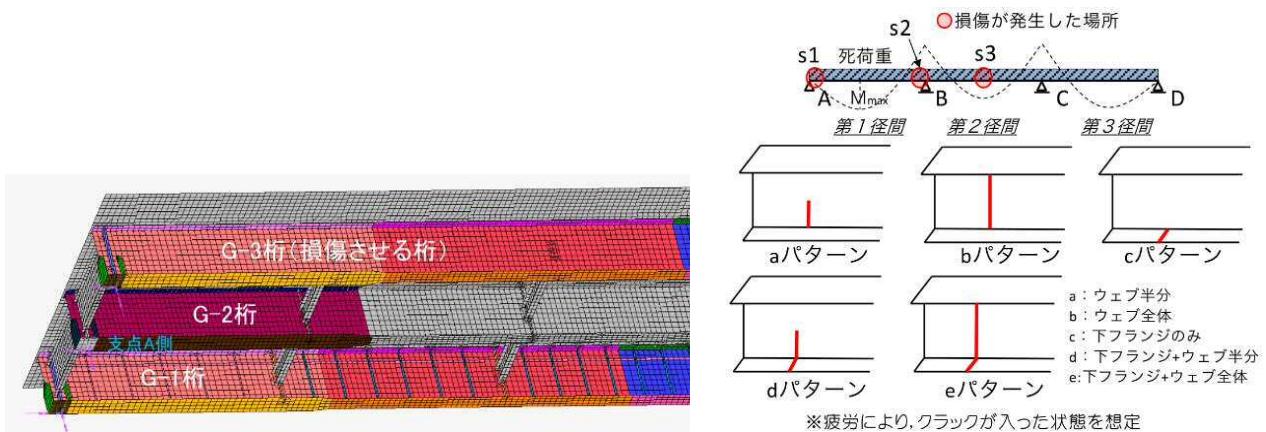


図 3.1.3.14 3 主桁橋のモデル化 (文献 3.1.3.13)

・多主桁橋 (文献 3.1.3.10, 3.1.3.14, 3.1.3.15)

文献 3.1.3.10, 3.1.3.14, 3.1.3.15 はいずれも、損傷を受けた連続多主桁橋 (4 主桁, 幅員 10 m, 38 m+51 m+38 m) の残存耐荷力, リダンダンシーについて検討している。

文献 3.1.3.10 では、実際にき裂損傷が見つかった橋梁をモデルとし、き裂進展に伴う橋梁全体の残存耐荷性能の変化や、き裂損傷による主桁の応力分布の変化を調べることを目的とし、き裂の長さを変えた弾塑性有限変位解析を行っている。

解析モデルは、床版をシェル要素とし、主桁・横桁・横構などは梁要素を用いている。ただし、主桁にき裂を考慮する場合、き裂周辺の垂直補剛材間のみシェル要素とし、シェル要素と梁要素を剛体要素で接合している (図 3.1.3.15)。なお、この接合に関しては、梁要素のみの解析結果と比較し、その妥当性を確認している。また、主桁は弾塑性、主桁以外は終局状態に至らないよう弾性と仮定している。床版と主桁はスラブ止めの挙動を模擬するための非線形ばね要素を水平・鉛直方向に配置し接続している (図 3.1.3.15)。

着目部材にき裂損傷が発生した場合の橋梁全体の耐荷力については、き裂が主桁の腹板のみにあるケースでは全体の剛性や耐荷力には大きな変化はなかった。これは、下フランジにより荷重伝達がされるためであると述べている。一方で、き裂が下フランジまで貫通すると剛性は 30%程度、耐荷力は 20%程度低下した。また、き裂のある中桁に隣接する桁のたわみが、き裂のない時に比べて大きくなった。このことから、き裂のある主桁の下フランジ引張力を他の主桁が分担することがわかった。

スラブ止めの挙動については論文で触れられていないので、床版と主桁の結合のモデル化が結果に及ぼす影響については不明である。

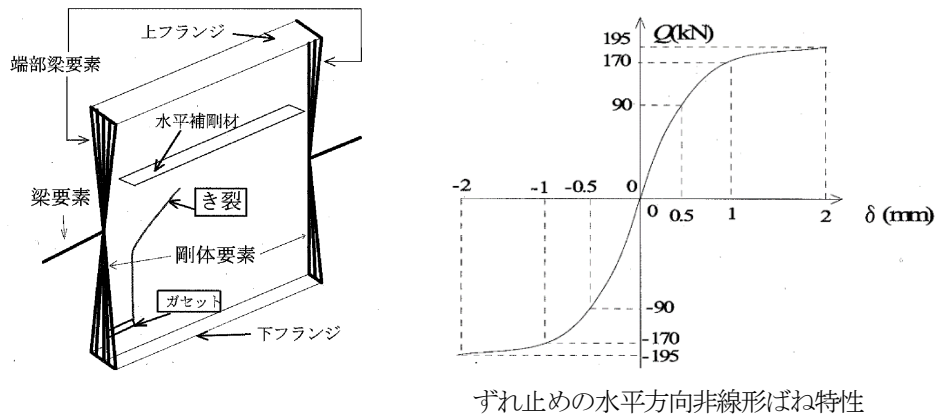


図 3. 1. 3. 15 多主桁橋のモデル化 (文献 3. 1. 3. 10)

文献 3. 1. 3. 14 では、前述の文献 3. 1. 3. 10 と同じ解析対象を用いて、耐荷性能・使用性能・補強の緊急性および必要性・多主桁の荷重分配機能・最大荷重時の変形挙動・き裂進展の可能性などを詳細に検討することを目的としてき裂の位置や長さを変化させた弾塑性有限変位解析を行っている。

解析モデルについては、コンクリート床版はソリッド要素、主桁・補剛材はシェル要素、横桁・対傾構・横構は梁要素によりモデル化している (図 3. 1. 3. 16)。鋼部材は線形硬化の弾塑性、コンクリートは詳しく述べられていないが強度を考慮していることから弾塑性によりモデル化されていると思われるが、軟化は考慮していない。床版と主桁は剛結としている。横桁と主桁は、主桁継手面 (横桁断面相当) と横桁を剛結としている。この接続の妥当性は応力状態から確認していると述べている。

支点反力の総和で評価した橋梁全体の耐荷力は、き裂がない健全な場合に比べ、き裂がある場合は 2~10%程度の低下が見られた。この低下量は文献 3. 1. 3. 10 の報告に比べると小さいが、著者らは終局時の崩壊がき裂の長さによらなかったことが理由であると述べている。崩壊は中間支点の負曲げによる下フランジおよびウェブの座屈により生じており、中央支間のき裂が終局耐力に及ぼす影響が比較的小さくなったと考察している。しかし、き裂がある主桁の断面力が減少するために、隣接する主桁の断面力が増加し、き裂がない場合に比べて隣接主桁の塑性化の範囲と程度が大きくなる。また、上フランジにき裂が貫通したケースの解析では、床版が引張を負担するためにき裂の開口が抑えられたが、実際にはコンクリートに引張破壊が生じるために異なる結果となると述べている。使用性に関しては、き裂により 10%程度たわみが増加するが、道路橋示方書の許容たわみは満足する。き裂進展に関しては、偏心載荷がある場合、面外変位が生じモードⅢのき裂開口モードが生じることから進展の可能性があるとして述べている。今後の課題として、床版のコンクリート材料のひび割れやき裂の延性的な進展のモデル化が現実的なモデルではなかったため、それらを踏まえた解析の高精度化が必要であると結んでいる。

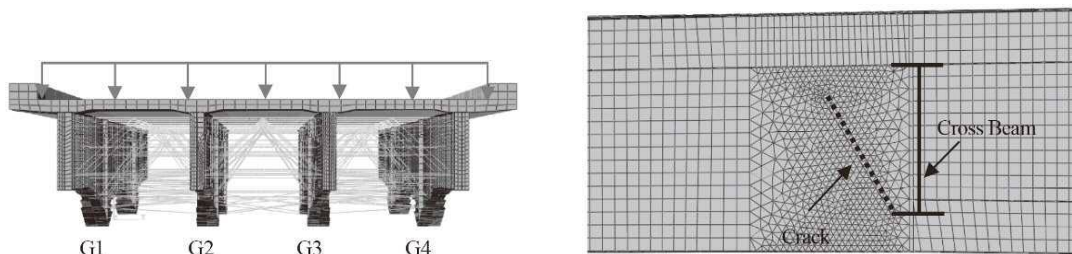


図 3. 1. 3. 16 多主桁橋のモデル化 (文献 3. 1. 3. 14)

文献 3. 1. 3. 10 と 3. 1. 3. 14 では同じ橋梁を解析対象としており、床版と主桁の結合が非線形ばねと剛結という違いがあるが、主桁のモデル化も梁要素とシェル要素と異なっているため、床版と主桁の結合のモデル化の違いを両者の結果から見て取ることは難しい。しかし、文献 3. 1. 3. 14 で述べられているように、き裂進展を考慮していないことと、床版の破壊を考慮していないことから、これらの数値解析結果は実際の耐荷力を過大評価している可能性がある。

文献 3. 1. 3. 15 と 3. 1. 3. 16 では、同じ連続多種桁橋 (5 主桁, 39.0 m+49.6 m+53.0 m+40.6 m) のリダンダンシー

の発揮メカニズムを明らかにすることを目的とし、弾塑性有限変位解析を行っている。

文献 3.1.3.15 では主桁の損傷が進展し局所的に大きな変形をした場合にスラブアンカーの健全性が期待できないこと、および残存耐荷力の下界を把握するために、床版と主桁の合成効果を考慮しない検討を行っている。解析モデルについては、主桁・補剛材・分配横桁をシェル要素、対傾構・下横構は梁要素によりモデル化している。鋼部材は主桁と分配横桁を弾塑性体、それ以外は弾性体としてモデル化している。床版はその死荷重を考慮するが、主桁との合成効果および荷重分配作用を取り除くためにモデル化していない。主桁の横倒れを拘束するために、隣接主桁を橋軸直角水平方向に床版面内剛性程度のばね要素でつないでいる。損傷は全断面欠損とし、最も長い第4径間の外桁において、端支点付近と中間支点付近の2通りのシナリオを想定している(図 3.1.3.17)。全断面欠損としているのも、残存耐荷力の下界を把握するためである。主桁端支点付近の損傷時においても外桁には正曲げの変形が見られたこと、および、隣接中桁の曲げ・支点反力・損傷から近い対傾構の応力が増加したことから、分配横桁・対傾構が代替荷重経路として機能することがわかった。このことから、主桁が支点との連続性を完全に失っても設計荷重レベルでは不安定構造にならないと述べている。一方、たわみに関しては、設計活荷重レベルで損傷時の使用限界とされる支間長の1/100には達しないものの、損傷部先端におけるたわみがモデル内で卓越する。このような変形は路面に段差を生じさせる可能性が高いので、使用性への影響が大きい。支配的な曲げ変形としては、端部損傷時には、隣接する中桁の正曲げ変形が支配的となる一方、中間支部位損傷時は隣接する中桁の中間支点における負曲げ応力が支配的となるが、どちらの場合においても活荷重レベルで降伏応力を超えることはなかった。荷重分配は対傾構・分配横桁によってなされているが、対傾構は圧縮斜材が座屈することにより荷重分配の機能を失う。剛性の高い分配横桁を増やすことで損傷時の荷重分配機能を強化することができ、端部損傷時の損傷部付近のたわみを低減することができるが、中桁の曲げ応力を低減することはできないと結論付けている。

一方、文献 3.1.3.16 では床版と主桁フランジ間のモデル化の違いが評価されるリダンダンシーへおよぼす影響に焦点を当て、床版と上フランジ間に実験を元にしてスラブアンカーの非線形性を考慮した不完全合成モデル、剛結とした完全合成モデル、微小な剛性を考慮した非合成モデルを相互比較して検討を行っている。床版とフランジ間以外のモデル化は文献 3.1.3.15 と基本的に同じだが、対傾構を弾塑性体としてモデル化し、弾性体とした場合との違いについても言及している。また、床版を考慮することから、主桁損傷部付近の床版の局所的な変形が大きく進展することが予想される。しかし、通常有限要素解析においてそのような進行性破壊現象を精度よく追跡することは一般に困難なので、床版にはあらかじめ欠損とスリットがモデル上設けられている。スラブアンカーの非線形性は、弾性、塑性荷重状態、最大荷重とトリリニアでモデル化しており、外桁端部損傷(図 3.1.3.17)時の各活荷重倍率での状態が示されている(図 3.1.3.18)。このとき、最も大きな曲げが作用する隣接主桁の横桁取付地点において、設計活荷重作用時の曲げ圧縮応力で比較すると、スラブアンカーの非線形性を考慮した場合に比べて、完全合成の場合で30%程度過小評価、非合成の場合で200%程度過大評価となると述べられている。また、損傷部先端のたわみによる路面段差100mmを使用限界とすると、非合成モデルでは活荷重倍率 $f_l = 0.4$ 、不完全合成モデルと完全合成モデルでは $f_l = 1.2$ 、と3倍の違いがある。対傾構を弾性体としてモデル化すると、弾塑性体としてモデル化したときに比べて座屈荷重がほぼ2倍となり、このために段差の使用限界は $f_l = 1.7$ 、と40%程度過大評価する。

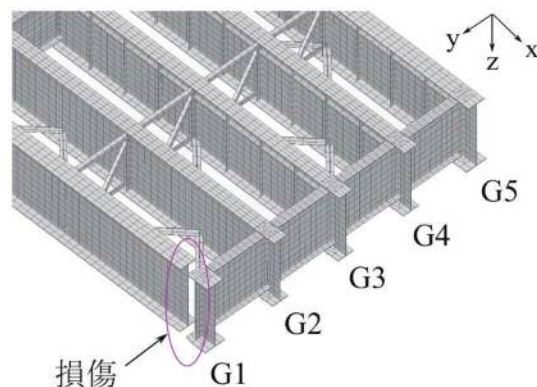


図 3.1.3.17 多主桁橋のモデル化 (文献 3.1.3.15)

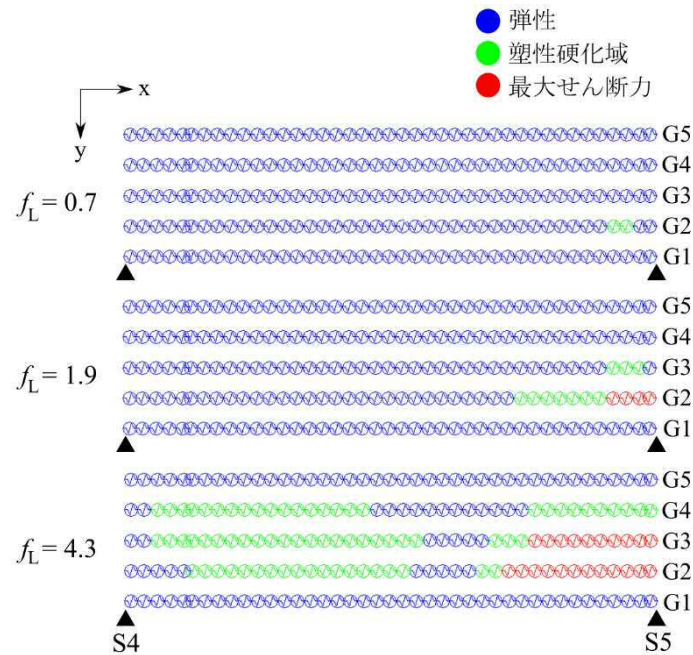


図 3. 1. 3. 18 スラブアンカーの状態 (文献 3. 1. 3. 16)

以上，多主桁橋のリダンダンシー解析を行っている 4 編の論文を紹介したが，床版-フランジ間のモデル化は様々である（表 3. 1. 3. 4）．対象としている橋梁と損傷が異なるので単純な比較はできないが，床版-フランジ間を剛結してモデル化している文献 3. 1. 3. 14 ではたわみは許容たわみに達することはないと述べているのに対し，床版の合成効果を無視している文献 3. 1. 3. 15 では損傷部先端においてたわみが卓越すると述べている．文献 3. 1. 3. 16 では文献 3. 1. 3. 15 と同じ橋梁を対象とし，床版の進行性破壊に関しては大胆な仮定を設けているものの，床版-フランジ間のモデル化の違いが解析結果におよぼす影響の一例を示している．これによれば，スラブアンカーの非線形性を考慮した場合でも，たわみは比較的完全合成に近いが，主桁や横桁の曲げ変形はスラブアンカーの降伏により完全合成とかなり異なる結果となる場合もあることを示しており，より実情に即したモデル化によるリダンダンシー解析が必要であると考えられる．

表 3.1.3.4 多主桁橋のモデル化と結果の比較

文献 No.	床版-フランジ間のモデル化	有限要素モデル	主な結果
3.1.3.10	非線形ばね (水平および鉛直)	シェル要素 (床版) 梁要素 (主桁・横桁・横構)	<ul style="list-style-type: none"> き裂が下フランジまで貫通すると剛性は 30%程度、耐力は 20%程度低下した。 き裂のある主桁の下フランジ引張力を他の主桁が分担する。 ずれ止めの非線形ばねの影響や状態については言及されていない。
3.1.3.14	剛結	ソリッド要素 (床版) シェル要素 (主桁・補剛材) 梁要素 (横桁・対傾構・横構)	<ul style="list-style-type: none"> 大きな引張応力が作用する位置にき裂がある場合は、そのき裂が橋梁全体系および桁の耐荷性能に影響を及ぼす。 き裂が生じた桁で支点反力が減少した場合、隣の桁や床版に応力が流れ、荷重を負担する。 き裂が生じても許容たわみは満足する。 ずれ止めを剛体とした影響については述べられていない。
3.1.3.15	床版は自重のみ考慮	シェル要素 (主桁・補剛材・横桁) 梁要素 (対傾構・下横構)	<ul style="list-style-type: none"> 主桁損傷時は、分配横桁・対傾構が代替荷重経路として機能する。 外桁の端部損傷時、損傷部先端におけるたわみがモデル内で卓越する。 主桁端部損傷時には、損傷した主桁に隣接する主桁の正曲げ変形が支配的となる。一方、中間支点部損傷時は、隣接する主桁の中間支点における負曲げ応力が支配的となる。
3.1.3.16	a) 剛結 b) 非線形ばね c) 微小剛性ばね	シェル要素 (主桁・補剛材・横桁) 梁要素 (対傾構・下横構)	<ul style="list-style-type: none"> 主桁損傷時はスラブアンカーが降伏する。 主桁上部に生じる圧縮応力は、完全合成を仮定した場合は最大で 60%程度の過小評価となる。 損傷部付近のたわみを使用限界とすると、スラブアンカーの非線形挙動を考慮した場合は設計荷重の 1.2 倍程度となる。

2) トラス橋 (文献 3.1.3.9, 3.1.3.11)

文献 3.1.3.9 と 3.1.3.11 ではトラス橋のリダダンシー解析手法の提案を行っている。

文献 3.1.3.9 では、リダダンシーの評価手法を検討することを第一の目的とし、鋼トラス橋において最も危険な損傷シナリオについても検討している。リダダンシー解析手法として、広く利用できることを重要視し、簡便な線形解析を基本とし、線形解析の妥当性を非線形解析と比較して検証している。

解析対象は単純下路トラス橋 (木曾川大橋) および 3 径間連続上路トラス橋としている。解析モデルは、主構・横構・縦桁・横桁を梁要素、床版をシェル要素としている。床組と床版は、非合成として設計されているが、スラブアンカーによる合成効果を、実験に基づいて決定された剛性を有する線形ばねにより結合している。ただし、床版硬化前の死荷重については床版の合成効果が期待できないため、鋼重と床版自重については床版以外の部材だけで受け持つモデルとしている。トラス格点については、斜材の結合条件をピン結合と剛結の 2 通りで検討している (図 3.1.3.19)。

単純下路トラスについては、下弦材を破断想定部材とした場合、その軸力を床版と床組が負担するために、他の破断想定部材の場合に対して終局に至る部材は少なかった。このことから、床版が構造全体のリダダンシーに大きく寄与していると述べている。また、格点部のみを取り出した非線形解析を行った結果、格点部がクリティカルとなることはなく、構造全体の崩壊につながるような損傷は生じなかったことから、今回の線形解析によるリダダンシー評価は有効であると報告している。しかし、部材破断時は健全時に比べてトラス部材に作用する曲げモーメントが大きくなるので、格点部のモデル化の影響が大きく、今後検討の余地があると述べている。

一方、上路連続トラスでは、上弦材が破断した場合、非合成設計であっても破断した部材の内力は床組が負担することから、他の部材が破断する場合よりも安全な結果となった。これは下路トラスの下弦材破断時と同じであるが、線形解析ではスラブ止めや床版が際限なく荷重を負担してしまうので、リダンダンシーを過大評価する可能性があるとして述べている。そこで、床版をソリッド要素でモデル化し、コンクリートの引張強度後は鉄筋のみで抵抗するモデルとし、スラブアンカーも区分直線の非線形ばねでモデル化し非線形解析を行い、線形解析の妥当性を検証している。非線形解析では線形解析に比べて上弦材に1.5倍の曲げモーメントが見られたが、たわみでは最大7%程度の差であり、床版コンクリートは引張強度に達したものの鉄筋は降伏には至らなかった。以上から、線形解析は妥当であるといえるが、床版はリダンダンシーに大きな影響を与えることから、今後さらに検討の必要があるとも述べている。

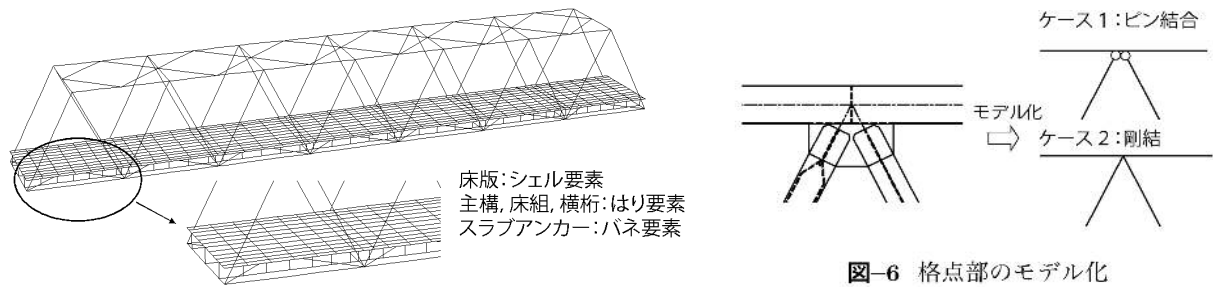


図 3. 1. 3. 19 下路トラス橋のモデル化 (文献 3. 1. 3. 9)

文献 3. 1. 3. 11 では、部材の破壊による部材力の再分配および進行性破壊を考慮したリダンダンシー評価手法を提案することを目的としている。

提案手法の検討に用いた対象橋梁は昭和 57 年に建設された 3 径間連続上路トラス橋である。解析モデルは、トラス部材は梁 (ファイバー) 要素, RC 床版はひび割れを考慮した積層シェル要素としている。部材間の接合は剛結とし、上弦材と床版を接合するスラブアンカーは実験結果に基づくトリリニア非線形ばねとしている (図 3. 1. 3. 20)。解析に当たっては、キャンバーと床版打設を考慮している。

終局強度解析として、荷重倍率 α に対し $\alpha(D+L)$ を載荷し、荷重倍率を漸増させたところ、 $\alpha=2.6$ で中間支点付近の斜材が破壊した。この部材を削除して動的解析を続けたところ、上弦材、下弦材の順に破壊し、橋梁全体が崩壊する結果となった。このとき、床版コンクリートには引張強度に達した領域があったが、鉄筋は降伏していなかったが、スラブアンカーは大部分が塑性化し、部分的には破断 (許容変位超過) していたと報告している。

リダンダンシー解析は、破断想定部材を選び、荷重倍率 α に対し $\alpha(D+L)$ を載荷したのち、破断想定部材を削除し動的解析を行い、連鎖的な破壊が進行するかを確認する。荷重倍率を漸増させながらこの過程を繰り返し、連鎖的な破壊が進行しない限界の荷重倍率 α を余裕度としている。終局強度解析の際に最初に破壊した斜材と隣接する垂直材・下弦材を破断想定部材としてリダンダンシー解析をした結果、垂直材が最もリダンダンシーが低いという結果となった。このときのスラブアンカーの状態については述べられていない。

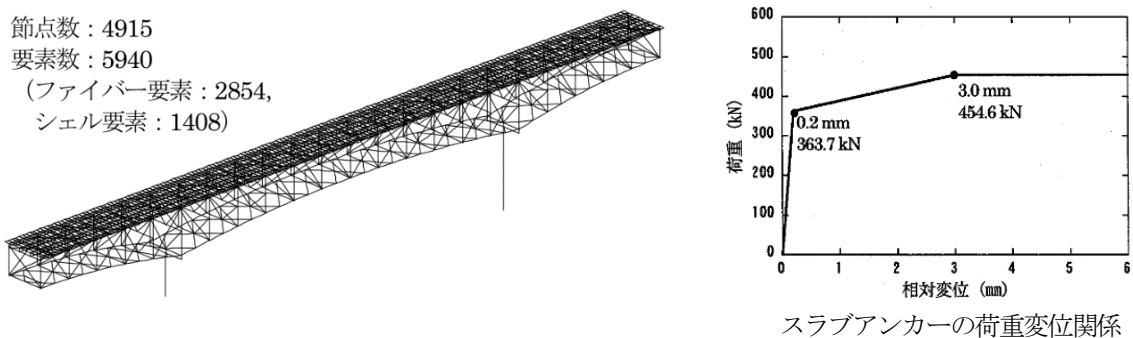


図 3. 1. 3. 20 上路トラス橋のモデル化 (文献 3. 1. 3. 11)

3.1.4 鋼コンクリート界面の付着

RC床版を有する非合成鋼桁橋では合成効果の為のスタッド等は設けられないが、圧縮フランジの座屈に対する配慮や、交通事故などの衝撃や地震等の水平力への対応からスラブ止めの設置が規定されている。合成効果は設計上無視されているが、これら事実上のずれ止めの合成効果への寄与や力学特性は、要素試験やFEM解析などにより今後明らかにされてゆくと考えられる。

ここでRC床版が鋼桁上で打設される場合を考えると、コンクリートが硬化することによって主桁上フランジと面的な結合が生じる。この結合をここでは付着と表現するが、この付着もまた設計上無視されている。加えて合成桁に用いるスタッド等を対象にした要素試験では、スタッド設置面にグリスを塗布するなどして排除されており、近年まで注目されていなかった。しかし前述の様に非合成桁橋梁が合成桁として挙動している事例が挙げられており、解析上の仮定と実橋梁の挙動との違いにこの付着の効果を挙げているものが見られた。付着の寄与が無視できないのであれば、非合成桁に限らず鋼構造のインターフェースストラクチャをFEM解析するにあたり、その力学的特性の把握とモデル化は重要になると思われる。ここでは表3.1.4.1に示す文献について述べる。

鋼コンクリート間に生じる付着は、コンクリート中の鉄筋を部材中で一体とする結合力としては古くから注目されており、試験方法も標準化されている。しかしここで得られる付着応力は異型鉄筋の形状や直径などの影響を受け、構造全体をモデル化したマクロスケール解析の特性値として用いることは望ましくない。面的な付着の力学的特性については文献3.1.3.4でも扱っているが、押抜き試験で求めたものは供試体形状の影響がありこちらも望ましくない。

表 3.1.4.1 収集した文献一覧

文献No.	分類	論文名	著者	年	出典名
3.1.4.1	付着	鋼コンクリート界面の付着強度評価法に関する一提案	斉木 功 他	2010	応用力学 論文集
3.1.4.2	付着	鋼コンクリート界面の付着強度評価のためのトルク型せん断試験に関する基礎的検討	山田真幸 他	2013	構造工学 論文集
3.1.4.3	付着	既設非合成桁橋梁のRC床版と主桁上フランジ間で生じるせん断応力と実耐荷力評価	山田真幸 他	2002	構造工学 論文集

文献3.1.4.1は、鋼コンクリート複合構造中の異種材料界面に生じる付着力および摩擦力の強度を評価することを目的としたもので、均一なせん断応力を発生させる目的で円筒状の鋼コンクリート界面に載荷することを特徴とする。図3.1.4.1~3.1.4.2にここで用いられた供試体と試験装置を示す。

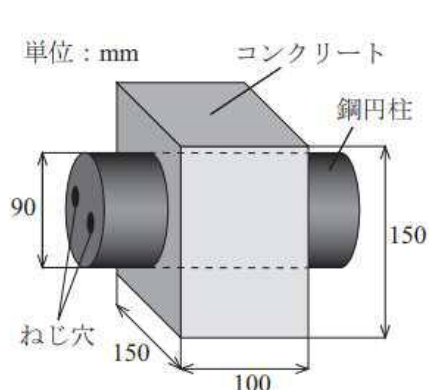


図 3.1.4.1 ねじりせん断試験体

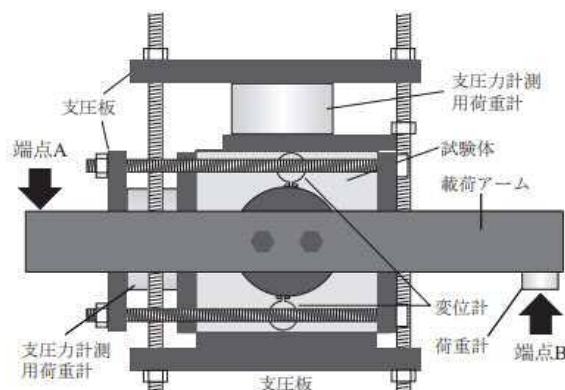


図 3.1.4.2 ねじりせん断試験

供試体は円筒状の鋼コンクリート界面を有し、この円筒の円周方向に加力して応力集中を生じる面端部の影響を避けるものである。ここではせん断応力と界面のずれ変位との関係を、鋼コンクリート界面の支圧力などを変えて試験を行い、付着破壊が生じる荷重や、付着破壊後の摩擦によるせん断応力の伝達の程度などを比較している。著者らはこの中で有限要

素解析により供試体中のせん断応力分布を求めている。平面応力を仮定した弾性解析としているが、鋼モルタル界面がほとんどずれることなく破壊していることから妥当なモデル化と思われる。図 3.1.4.3 に有限要素モデルと計算結果を示す。

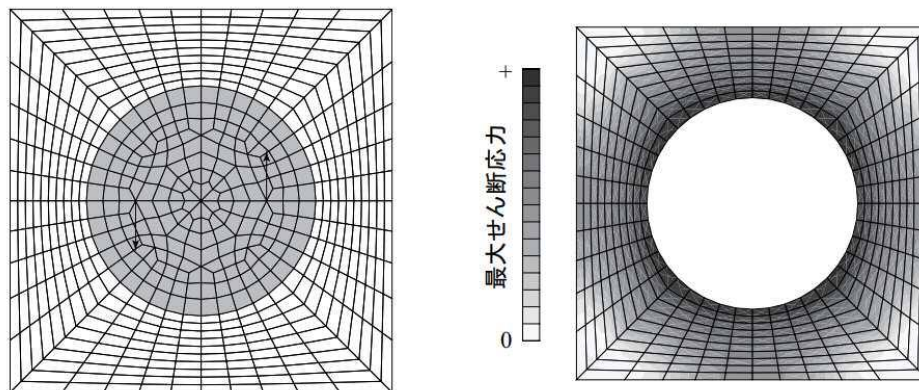


図 3.1.4.3 ねじりせん断試験体の有限要素モデルと試験体の最大せん断応力分布

文献 3.1.4.2 は付着の力学特性を得る試験方法の開発を目的としたもので、文献 3.1.4.1 のねじりせん断試験機の载荷制御について複数の方式により試験結果を比較している。ここで用いられた試験装置を図 3.1.4.4～3.1.4.5 に示す。



図 3.1.4.4 片押しトルク型せん断試験装置

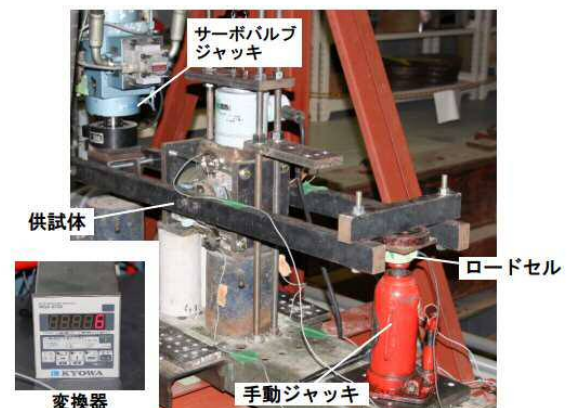
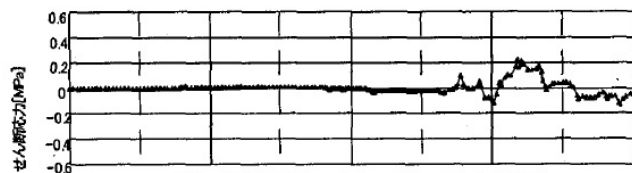


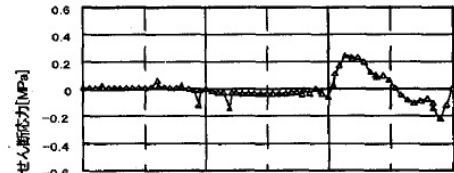
図 3.1.4.5 両押しトルク型せん断試験装置

図 3.1.4.4 ではカウンターウエイトにより一定であったトルクアームの一方に、図 3.1.4.5 ではセンサーにより制御される油圧アクチュエータを用いることでトルクアームの両端に偶力を与えて試験を実施している。これにより文献 3.1.4.1 では不可避に生じていた試験中の支圧力の変化と供試体位置による支圧力の差異を排除し、トルク型せん断試験として提案している。結論については試験方法の開発に関するものは割愛するが、鋼コンクリート間の面的な付着強度は従来考えられていた値より大きい可能性があるとしている。またせん断応力-ずれ変位曲線も得ているが、付着破壊までに観察される鋼モルタル界面のずれは寡少であると報告している。

文献 3.1.4.3 は、上述の要素試験などの結果と比較する目的で、実際に非合成桁橋の主桁上フランジに生じる平均的なせん断応力の推定を試みている。有限要素モデルは文献 3.1.3.3 で扱った合成桁モデルとし、同様に文献 3.1.3.4 で扱った二橋の非合成桁橋を対象に実施した設計荷重レベルの载荷実験をモデル化して線形解析を行っている。モデルについては文献 3.1.3.4 と同様につき割愛する。ここで得られたせん断応力の例を図 3.1.4.6 に示す。



(a) 箒川橋Ga-4上フランジ主桁間
平均せん断応力 (载荷パターン1)



(b) 坂部高架橋Gb-4フランジ主桁間
平均せん断応力 (载荷パターン6)

図 3. 1. 4. 6 フランジ主桁間せん断応力

ここでは上記のせん断応力を着目面以下の主桁の応力分布から数値積分で求めて推定している。計算機の能力が飛躍的に向上した現在であれば、ここで挙げた種々の数値モデルや研究成果を盛り込んだ要素から直接値を得ることが一般的と思われるが、当時の計算機環境下における便宜的ではあるが参考になる事例と思われる。

3.2 高力ボルト継手部

高力ボルト継手部においては、母板、連結板、高力ボルト、座金といった構成要素のインターフェースに機械的接触による相互作用が発生する。この相互作用は接触力と摩擦力に分けられ、ともに、高力ボルト継手を有する鋼構造物の耐力や、継手のすべり挙動等を評価するにあたって重要となる。高力ボルト継手を FEM 解析においてモデル化するには、この相互作用をマスター-スレイブ法を用いたりばね要素や剛体要素などを用いたりすることで再現することが多い。そこで本節では、マスター-スレイブ法ならびにばね要素や剛体要素等を用いた相互作用のモデル化から説明する。その際、商用解析ソフトウェア Abaqus 6.14-6 を使用して独自に得たいくつかの解析結果に基づいて、マスター-スレイブ法におけるモデル化手法の違いの影響を具体的に比較検討する。つづいて、高力ボルト継手部の FEM モデル化手法を過去の事例に基づいて紹介する。

3.2.1 マスター-スレイブ法とその適用方法

マスター-スレイブ法（例えば、文献 3.2.44）は、接触することが予想される 2 表面（以下、接触対と呼ぶ）をマスター面とスレイブ面として定義し、その間において貫入を防ぐための拘束条件（以下、非貫入条件と呼ぶ）を課し、接触力を含むつり合い計算を行う手法である。摩擦特性を組み込むことでさまざまな摩擦力の考慮も可能である（文献 3.2.55）。

3.2.2 節で述べるばね要素や剛体要素等を用いる場合よりも計算負荷は大きいもののその汎用性の高さから多くの商用構造解析ソフトウェアに実装されており、3.2.3 節で述べるとおり高力ボルト継手の固着～主すべり発生～支圧までの挙動や、ねじ部の応力伝達機構などの研究でも近年多く用いられている。

マスター-スレイブ法の基本的な演算は、(1) 各接触対における接触部の探索、(2) 接触部における接触対の貫入量に基づく接触拘束の計算、(3) 接触による変形、応力、ひずみの計算の順になされるが、商用構造解析ソフトウェアにおいてユーザーが行うインターフェースのモデル化は、マスター面とスレイブ面の割り当てと接触拘束の計算に関する設定が主と考えられる。そこで本節では、商用構造解析ソフトウェアが広く普及している現状を鑑み、ソフトウェアにおいてユーザーがマスター-スレイブ法を適用するにあたって重要となる事柄について基本的な考え方を述べる。

・接触対の設定（マスター面とスレイブ面の割り当て）

図 3.2.1 に示すとおり、後述する接触拘束の計算において、非貫入条件はスレイブ面のマスター面に対する貫入に対しては適用されるが、マスター面のスレイブ面に対する貫入に対しては適用されない。したがって、接触対を構成する 2 表面の形状と剛性が異なる場合には、適切にマスター面とスレイブ面の割り当てを決定する必要がある。例えば、小さい面と大きい面が接触する場合は大きい面をマスター面に、大きさが同等であれば剛性の高い面をマスター面に、剛性も同程度であれば要素分割の粗い方をマスター面とすることが推奨されている（文献 3.2.39）。

高力ボルト継手部で接触対を設定することが考えられるインターフェースは、ボルト頭と座金間、座金と連結板間、ボルト軸部と連結板間、連結板と母板間、ボルト軸部と母板間などである。その際、高力ボルトや座金、ナットのほうが母板や連結板より降伏点が高いため、十分に細かい要素分割により表面形状を滑らかに再現した上で、ボルト頭やボルト軸部、座金、ナットを優先してマスター面に選ぶのがよいと考えられる。

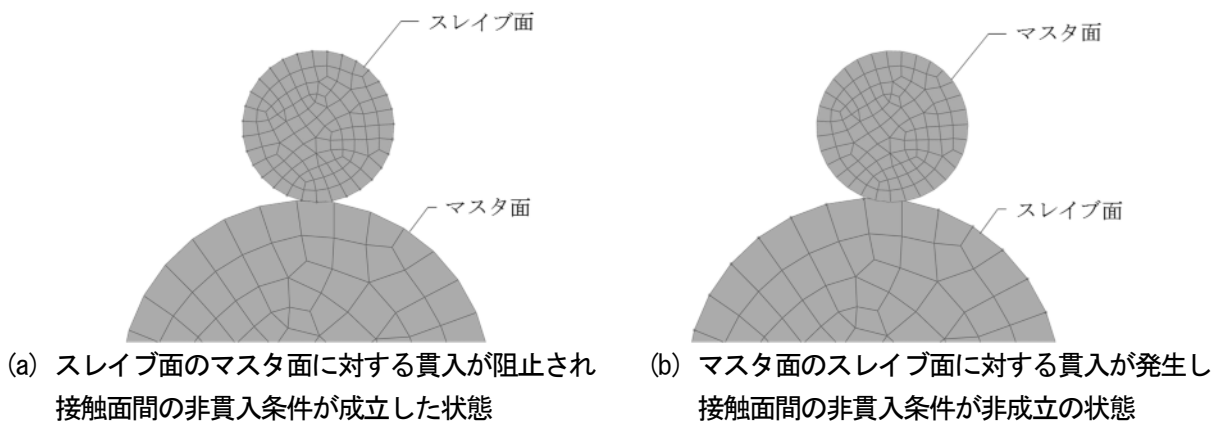


図 3.2.1 マスタ面とスレイブ面の関係性

・接触対のモデル選択 (Node to Surface または Surface to Surface の選択)

接触対とした表面の形状離散化においては、Node to Surface (例えば、文献 3.2.40) と呼ばれる方法が用いられることが多い。Node to Surface では、スレイブ面を有限要素の節点群によって、マスタ面を有限要素の面群によって代表させる。後述する接触拘束の計算はマスタ側の要素面に対するスレイブ側の節点 (以下、スレイブ節点) の貫入量に基づいてなされるため、要素分割が不十分な場合にはスレイブ節点の位置に接触圧が過剰に集中する傾向がある。Node to Surface に対して Surface to Surface と呼ばれる方法も存在する。Surface to Surface では、マスタ側の要素面に接触したスレイブ節点のみならずその近傍の有限領域に平均化して接触圧計算を行うため、スレイブ節点の位置における接触圧の過剰な集中が改善され、Node to Surface よりも正確な接触圧分布が得られるとされている (文献 3.2.39)。

ここで、継手の支圧状態を模擬した解析の結果に基づいて接触対の離散化の影響を比較することとする。図 3.2.2 に示す FEM モデルは F10T (M22×90) のボルトおよびボルト孔周辺を再現した 1/4 モデルであり、各部には弾塑性の材料特性が与えられている。ボルトは軸部のみ再現しており軸部をマスタ面を選んだ。ボルトの張力、各面の摩擦力は無視している。母板 (SM490Y, 板厚 20mm) と連結板 (同, 板厚 12mm) には強制変位を与えボルトとの接触により塑性変形が生じる過程を静的解析により再現した。比較対象として、ボルトとボルト孔の半円周の要素分割を、24 分割、12 分割、6 分割の 3 パターンとした。いずれのパターンも Node to Surface を採用したモデルを用意した。6 分割のパターンについては Surface to Surface のモデルも比較のため用意した。

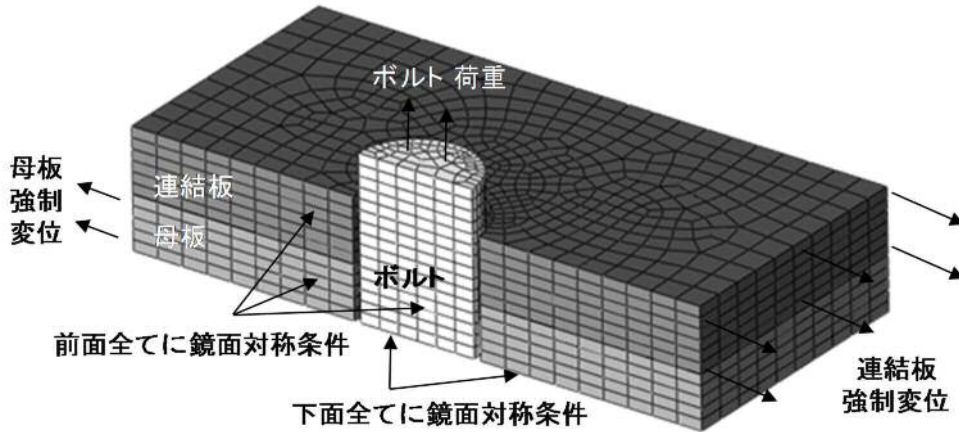


図 3.2.2 ボルト継手の支圧状態解析モデル

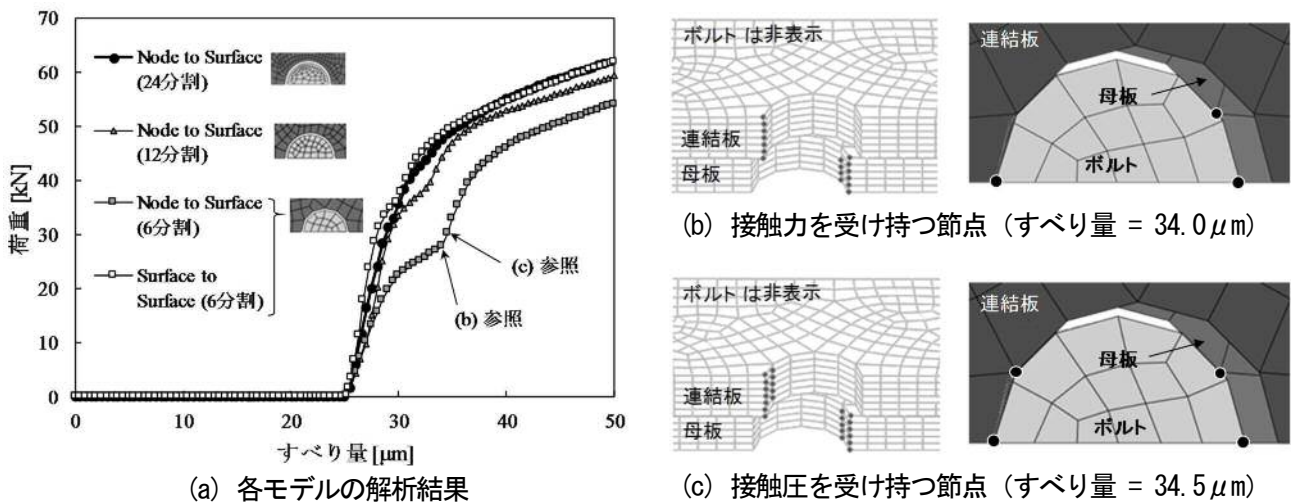


図 3.2.3 ボルト継手の支圧状態解析における接触対の離散化の影響

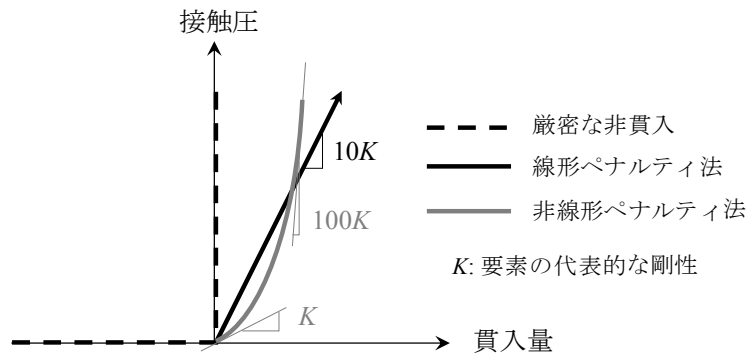


図 3.2.5 ペナルティ法における接触圧-貫入量関係

拡張ラグランジュ乗数法では、まずペナルティ法を適用しつり合い状態の収束解を得る。続いて、得られた収束解において、スレイブ節点の貫入量が許容値を超過していた場合に、接触圧をより大きな値に更新してつり合い状態を解き直し、再度スレイブ節点の貫入量を評価する。この手続きを貫入量が許容値以下となるまで繰り返すことで、貫入量を小さく保ちながら過剰拘束の問題を回避することができる。拡張ラグランジュ乗数法においては、接触剛性を要素の代表的な剛性の 1000 倍に、貫入量の許容値を界面の特徴長さ（要素 1 辺の長さなど）の 0.1% とすることが多いようである（文献 3.2.39）。

・摩擦特性（クーロン則）

接触対に摩擦特性を付与しておくことで、摩擦挙動の再現が可能となる。摩擦特性が設定されていると、接触判定が下された接触対では、接触拘束の計算の結果得られる接触圧に基づいて摩擦せん断応力が算定される。最もよく用いられるクーロン則では、接触部がすべり始める許容摩擦せん断応力を静止摩擦係数と接触圧の積によって定め、すべろうとする向きへの摩擦せん断応力がこの許容摩擦せん断応力に達するまですべりを許容しない固着状態とする（ただし、ペナルティ法や拡張ラグランジュ乗数法では固着状態でも微小な弾性すべりが許容される）。等方性クーロン則ではすべての方向についてすべり係数は同じであると仮定される。ひとたび摩擦せん断応力が許容摩擦せん断応力を超えすべり始めると動摩擦状態に移行する。この動摩擦状態を再現するため、すべり速度依存の摩擦係数が用いられることがある（文献 3.2.47）。

高力ボルト継手部においては、静止摩擦係数を 0.5 などとして等方性クーロン則が採用されることが多い。すべり耐力試験等により主すべり発生時の荷重や変位等が既知の場合は、モデルの再現性を高める目的からそれらを参照して静止摩擦係数を調整することがよく行われる。ボルト軸力が未知の場合には、すべり耐力試験等で得たすべり係数を静止摩擦係数調整時の初期値として用いる場合が多い。すべり速度依存の摩擦係数を用いることで主すべり発生後から支圧状態に移行するまでの間の挙動を精度よく再現することが可能と考えられるが、収束解が得られにくいという問題から、すべり耐力や終局耐力（支圧状態）の評価においてはすべり速度非依存の摩擦係数（動摩擦状態においても静止摩擦係数と同値）も用いられている。

ここで、摩擦特性を使用した解析の一例として、等方性クーロン則を用いたすべり耐力試験の再現解析結果を示す。モデルは高力ボルト継手の標準試験片の 1/8 を再現しており（図 3.2.6）、長手方向に強制変位を付与する静的弾塑性解析を行った。図 3.2.7 はその解析結果であり、すべり量としてすべり側の内側第 1 ボルト位置の相対変位を示している。解析は不変の摩擦係数を用いているため、主すべり時の荷重低下が再現されていない点に注意されたい。同図では母板と連結板の要素長に関して、表層の要素を板厚方向に 0.25 mm で分割した場合と 2 mm で分割した場合、またボルト孔周辺の要素をボルト半径方向に 0.5 mm で分割した場合と 2 mm で分割した場合の荷重-すべり量関係を比較している。解析結果は、検討した範囲において要素分割の影響は小さいことを示している。

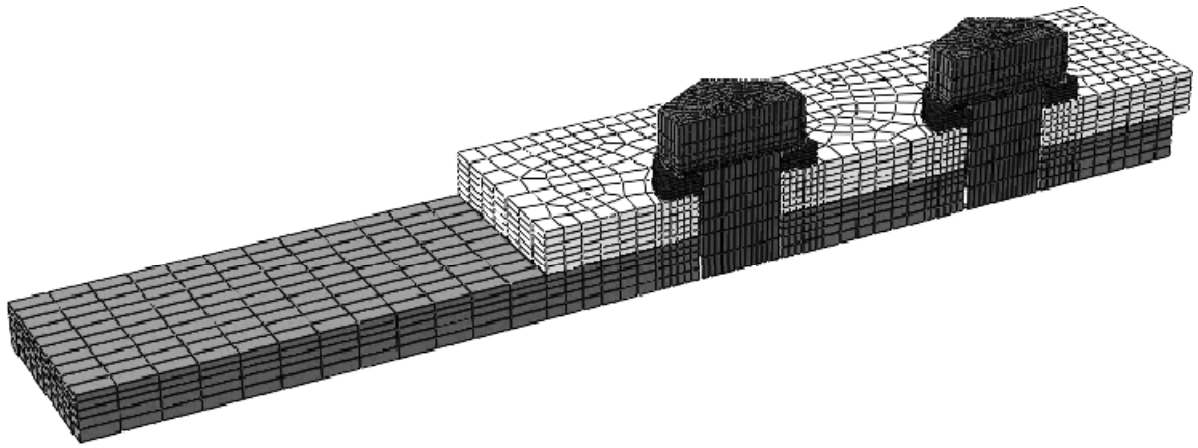


図 3.2.6 標準試験片を対象としたすべり耐力試験の再現解析モデル

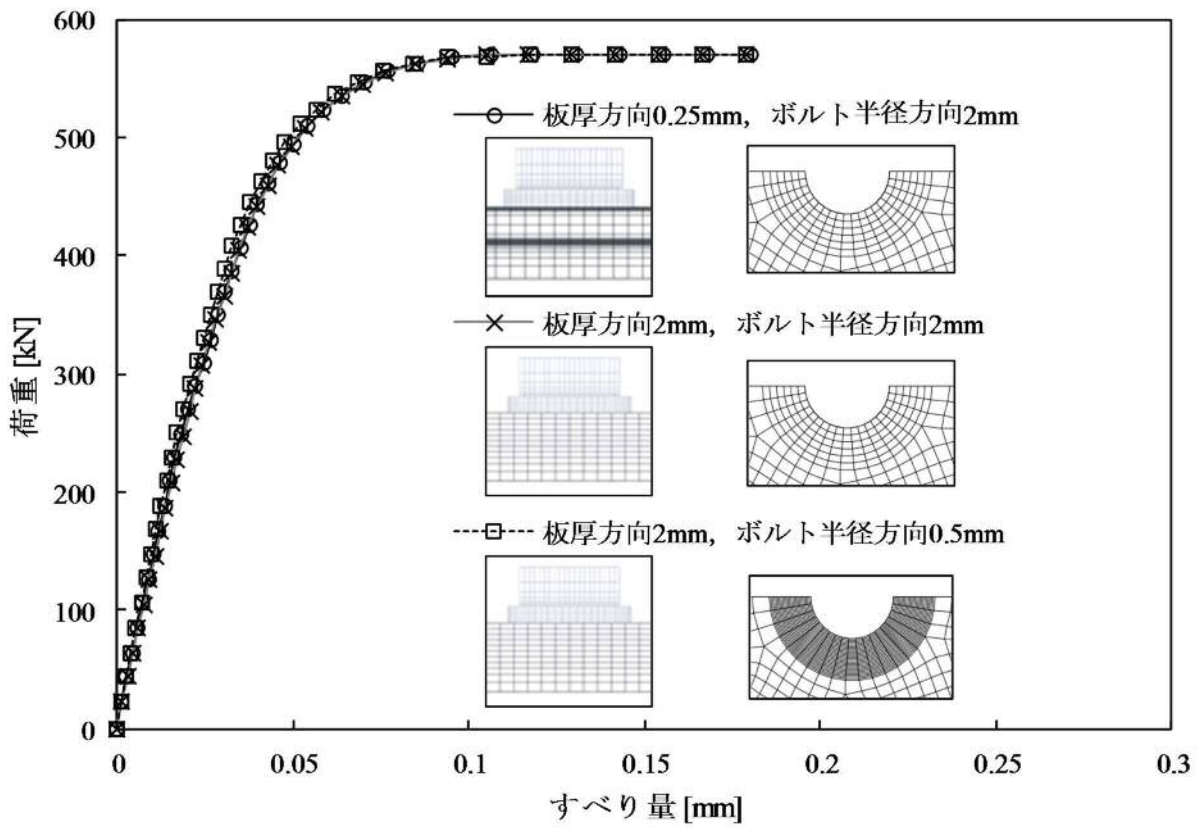


図 3.2.7 標準試験片を対象としたすべり耐力試験の再現解析結果

・接触の追跡方法（微小すべりと有限すべり）

追跡方法の選択は、接触面の相互作用に大きく影響を及ぼす。微小すべりと有限すべりのいずれかを選択する機会が多い。微小すべりによる定式化では、すべり後もスレイブ節点の位置として基準配置の座標が参照されるため、すべり量が十分小さい場合に適用が制限されるが、計算時間の面では有利である。有限すべりではすべり後のスレイブ節点の位置として現配置の座標が参照される。

高力ボルト継手部のモデル化においては、主すべり発生後の挙動に着目する場合には有限すべりを採用することが望ましいと考えられる。

・有限要素の種類（選択低減積分要素、高次要素、非適合要素の選択）

マスター-スレイブ法が適用される高力ボルト継手部のFEMモデルでは3次元ソリッド要素が使用されていることが多い。これは、マスター-スレイブ法が複雑な表面形状や弾塑性挙動下における接触挙動を考慮する解析に用いられることが多く、そういった解析においてはFEMモデルも詳細な形状を再現したものであることが求められるためと考えられる。

3次元ソリッド要素としては、せん断ロッキングや体積ロッキングといった要素が過大な剛性を示す挙動を回避できる8節点選択低減積分要素が用いられることが多い。しかしながら、ボルト頭や座金といった顕著なせん断応力を伴う部位などでは、アワーグラスモード（要素が砂時計のような形に変形する不自然な変形モード）が発現する場合がある。そこで、放物線上の要素変形を再現することが可能な20節点低減積分要素や完全積分を用いる非適合要素に置き換えることが考えられる。図3.2.8は、ある試験体に挿入したF10T（M22×90）のボルトに205kNの設計軸力を導入した際の変形状態を示した断面図である。図3.2.8(a)は、すべての領域に対して8節点選択低減積分要素を用いたモデルの結果で、図3.2.8(b)はボルトと座金に20節点低減積分要素を用いたモデルの静的弾塑性解析の結果である。前者のモデルの結果でボルト頭と座金に示されているアワーグラスモードが、後者のモデルの結果では大幅に解消していることが分かる。要素が十分細分化されていれば8節点選択低減積分要素でもアワーグラスモードを抑制することは可能であるが、アワーグラスモードが顕著となると局所的な応力分布等の解析精度が低下するため注意が必要である。

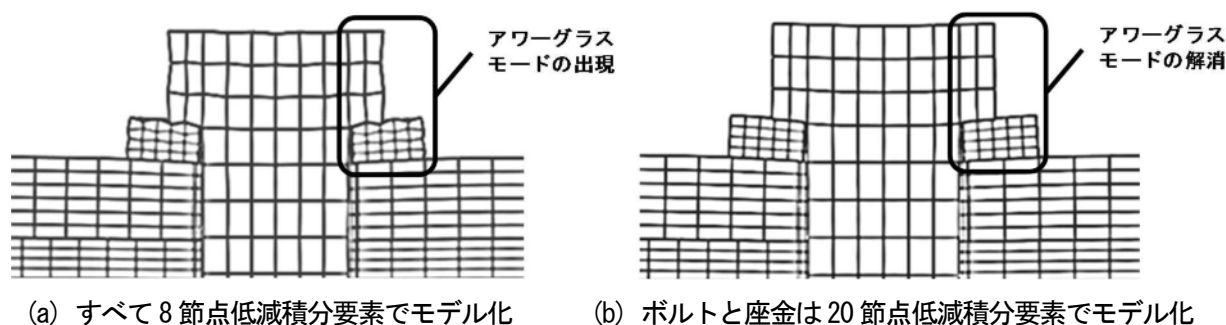


図3.2.8 設計軸力導入時のボルト頭付近の変形（変形倍率を20倍にして表示）

・ボルト軸力の設定（温度収縮法、強制変位法、締結力法の選択）

高力ボルトにおける軸力の再現方法としては、温度収縮法、強制変位法、締結力法などが用いられている。温度収縮法は、ボルト軸力を解析上の軸部の温度収縮によって疑似的に再現する手法である。強制変位法は、ボルト軸部の断面に強制変位を付与する手法であり、対称性によりボルト長さの半分をモデル化する場合に多く用いられている。締結力法は、軸力をボルト軸部の断面に節点荷重として付与する方法で、解析中、ボルト軸力を一定とする方法と、初期軸力を設定した断面の移動量を一定とする方法の2種類がある（文献3.2.39）。

高力ボルト継手モデルに関してはボルト軸力の設定方法が解析結果に及ぼす影響が検討され、締結力法の汎用性が最も高いことが示されており、ボルト長さの半分がモデル化されている場合には強制変位法も締結力法と同等の精度となることが確認されている（文献3.2.18）。

3.2.2 ばね要素・剛体要素・ばね剛体複合要素

ばね要素や剛体要素といった節点間を結ぶ特殊要素を用いて、高力ボルト継手部内のインターフェースに発生する接触力や摩擦力を考慮することができる。マスター-スレイブ法(文献3.2.41)が提案されるまでの間、FEM解析において接触力や摩擦力を考慮するにはこれらの要素を使用することが主流であった。これらの要素は、(1)ばねや剛体といった構造解析において最も基本的な概念を具現化するものであり機構が理解しやすい、(2)基本的にはつり合い式において要素剛性を剛性マトリクスに加えるか自由度を減らすだけの演算であるため計算負荷が小さい、(3)ソリッド要素等の連続体要素のみならず、シェル要素やはり要素などの構造要素からなるモデルに対しても使用しやすいなどの理由から、鋼構造物の実務設計においてFEM解析で高力ボルト継手部をモデル化する際に用いられることが多い。本節では、ばね要素、剛体要素、ばね剛体複合要素について概説する。

・ばね要素

ばね要素は、節点力の伝達方向や線形・非線形の別などによって複数の種類がある。いずれのばね要素も節点間に有限な剛性を付与するものである。

ボルト継手部のモデル化においては、線形ばねによってボルトの軸力を再現したり、節点間の相対変位に応じて剛性が変化する非線形ばねによって固着状態から支圧状態までの間のせん断力の伝達を再現したりする。

支圧接合継手を非線形ばね要素としてモデル化し、橋梁全体系の解析に用いている事例として、文献3.2.26の研究では、鉄道での採用実績が多いボルト方式桁連結工(摩擦接合)の初期剛性、降伏耐力、降伏後の剛性を考慮した簡易式により算出し、桁連結部を取り出したFEM解析結果と比較した上でその妥当性を確認している。また、妥当性を確認した桁連結工の非線形ばねを全体系の動的解析モデルに挿入し、耐震設計の合理化に用いている。

また、支圧接合継手を非線形ばね要素としてモデル化している事例として、文献3.2.12の研究では、当て板補強部の母材と補強部材の間に初期剛性(摩擦接合状態)、すべり強度以降の剛性(支圧状態)、ボルト降伏後の剛性を考慮した非線形ばね要素を挿入している。なお、初期剛性は別途実施した実験結果の平均値、すべり強度以降の剛性はボルトのせん断剛性、ボルト降伏後の剛性はボルトのせん断破壊強度と仮定した終局ずれ量を結んだ勾配としている。

・剛体要素

剛体要素では、節点間の相対変位が常に一定に保たれ、節点間は剛性が無限大の剛体のように振る舞う。一般要素に十分大きな剛性を付与することで剛体に近い性質(疑似剛体)を実現する方法もあるが、計算精度の低下やクーラン条件を満たすための時間増分の縮小(陽解法の解析の場合)に留意する必要がある。商用構造解析ソフトウェアにおいては、剛体要素を配置する代わりに、拘束条件を節点間に直接付与する場合も多い。

ボルト継手部のモデル化においては、接触状態や支圧状態の再現に用いられることがある。

・ばね剛体複合要素

自由度や相対変位などの条件に応じて、剛性や拘束条件が異なる、ばね要素と剛体要素を複合したような機能を有する要素も多く用いられている。このような複合特殊要素は、ジョイント要素、コネクタ要素、ギャップ要素、接触要素など様々な名称で呼ばれているため、ここではばね剛体複合要素と称することとした。

3.2.3 高力ボルト継手部のモデル化事例

高力ボルト継手部のモデル化の方法は様々である。したがって、2000年頃までと2000年以降に分けて、代表的事例とともにモデル化の概略を紹介することとする。一部については、事例編においてより詳細な情報を示しているため、ご参照いただきたい。

・2000年頃まで

FEM解析において高力ボルト継手部を扱った事例としては、文献3.2.24や文献3.2.37の研究があったが、継手部の複雑な形状やインターフェースのモデル化の難しさから、2000年頃までそこまで多くは報告されていなかったようである(文献3.2.22)。

文献3.2.20は、ソリッド要素(8節点アイソパラメトリック要素)で再現した母板と連結板をばね要素(文献3.2.19)で結合したモデルにより、プレートガーダーのすべり耐力試験を解析的に再現している。亀井ら(文献3.2.2、3.2.4～3.2.8)は、独自に定義したジョイント要素によって、標準すべり試験片や鋼桁フランジの耐荷力やすべり挙動を再現している。ソリッド要素で再現した座金と母板間に弾性係数が低くごく薄い要素を挿入することでボルト締めによる微

小なすべりの再現を試みた事例もある（文献 3.2.30）。

・2000 年頃以降

2000 年を過ぎた頃から、パソコンの演算能力の向上や解析ソフトウェアの充実などといった計算環境の向上を契機として、高力ボルト継手部を扱った解析事例が多く報告され始めた。

国内では、摩擦接合継手のすべり耐力試験時挙動など継手部分を対象とした解析の結果が多く発表され、様々な継手のすべり挙動や終局挙動の解明を後押しした（文献 3.2.1, 3.2.3, 3.2.9, 3.2.11, 3.2.13~3.2.18, 3.2.21, 3.2.23~3.2.24, 3.2.28, 3.2.31~3.2.33）。解析モデルは 8 節点低減積分要素や 6 節点完全積分要素といったソリッド要素で構成されることが多く、座金がボルト頭やナットと一体化してモデル化される場合もある。各部の材料特性は、公称値や材料試験結果を参照してバイリニア、トリリニア、マルチリニア型の応力-ひずみ関係が与えられている。明記されている論文・報告は必ずしも多くないが、このようなモデルの接触面における相互作用の再現にはマスター-スレイブ法が適用されていると考えられる。

支圧接合の解析事例としては、鋼橋の桁連結工の地震時挙動が再現されている（文献 3.2.26）。この事例では、ソリッド要素と接触要素からなるモデルが用いられ、桁連結工の詳細部分モデル解析の結果から橋梁全体モデル解析の非線形ばね特性を決定している。支圧接合継手をばね要素等でモデル化した事例としては、既設鋼トラス橋格点部（文献 3.2.29）や打込式高力ボルト継手（文献 3.2.12）をシェル要素とともに再現した事例などがある。

上述の事例では、ボルト軸部とナットは一連の連続体としてモデル化されているが、ねじ部を詳細にソリッド要素で再現したモデルによって、ねじのゆるみの機構やめねじとおねじの接触部の応力分布を検討している事例もある（文献 3.2.34~3.2.35）。

海外でも、鉄骨の柱はり接合部などで多くの解析事例が紹介されている（文献 3.2.35~3.2.38, 3.2.42, 3.2.45~3.2.46, 3.2.48~3.2.54, 3.2.56）。鉄骨の柱はり接合部では、ソリッド要素やシェル要素とともにコネクタ要素や接触要素が用いられている。引張接合継手の場合には密着状態からの離間挙動が再現されることが多く、摩擦を無視した解析が多い。風力タワーの継手部を対象とした事例もあり、そこではマスター-スレイブ法における種々のモデル化の精度と計算時間を比較されている（文献 3.2.56）。

3.2.4 高力ボルト継手部のモデル化に関する今後の展望

継手部を対象としたすべり耐力試験の再現解析は、上述のとおり、解の収束性の観点から現状ではすべり速度非依存の摩擦係数が多く用いられている。また、無機ジンクリッチペイント等の表面処理の影響も、現状では摩擦係数に代表させて再現しており、信頼性を担保するためには載荷実験との比較や場合によってはそれとのキャリブレーションが必要である。ただし、載荷試験時において試験体内部の摩擦挙動を詳細に把握することは困難であることから、今後様々なインターフェースのモデル化手法が提案され、摩擦係数や表面処理のより精緻なモデル化が可能となれば、主すべり発生メカニズム等の解明に大きく寄与するものと期待される。

構造物の全体系解析においては、現状では継手部は一体化したものとしてモデル化する（例：主桁の添接部）か、または接合されていないものとしてモデル化する（例：落橋防止構造としての桁連結工）場合が多い。事例としても紹介している桁連結工のように、実際は設置されているが全体系の解析ではこれまで考慮していなかった部材を考慮する方法が一般化されることで、設計を合理化できる可能性がある。また、当て板補強部など、現状では構造細目によりボルトの配置を決定しているような部位において、実験や詳細な FEM 解析との比較により信頼性を確認できている簡易な解析方法が一般化されれば、ボルト本数の削減などにより補強設計の合理化に資する可能性がある。

参考文献

- 文献 3.2.1 秋山寿行, 木村充, 小澤克郎, 西村宣男: 被接合材片に板厚差を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力, 土木学会論文集 A, Vol.63, No.1, pp.66-74, 2007
- 文献 3.2.2 石川誠, 亀井義典, 西村宣男, 秋山寿行: 千鳥配置された高力ボルト摩擦接合継手の強度と荷重伝達機構, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.1-9, 2002
- 文献 3.2.3 江見卓郎, 田渕基嗣, 田中剛, 難波尚, 長谷洋司: 高力ボルト摩擦接合部の弾塑性挙動に関する研究, 鋼構造論文集, 第 10 巻, 第 39 号, pp.11-22, 2003
- 文献 3.2.4 亀井義典, 池端文哉, 西村宣男: 低材質フィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合継手の限界状態, 構造工学論文集, Vol.43A, pp.65-72, 1997
- 文献 3.2.5 亀井義典, 池端文哉, 西村宣男: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分に関する解析的研究, 土木学会論文集, No.584, I-42, pp.243-253, 1998
- 文献 3.2.6 亀井義典, 松野正見, 西村宣男: 多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度に関する解析的研究, 土木学会論文集, No.640, I-50, pp.49-60, 2000
- 文献 3.2.7 亀井義典, 西村宣男: 高力ボルト摩擦接合継手の主すべり以降の挙動, 鋼構造論文集, 第 8 巻, 第 31 号, pp.17-29, 2001
- 文献 3.2.8 亀井義典, 石川誠, 西村宣男, 桐生真司, 竹内修治: 超高強度ボルトの鋼桁橋への適用性に関する検討, 鋼構造論文集, 第 10 巻, 第 38 号, pp.39-49, 2003
- 文献 3.2.9 清川昇悟, 館石和雄, 判治剛, 清水優: ボルト間隔および縁端距離が小さい高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数とすべり後耐力に関する検討, 鋼構造論文集, 第 24 巻, 第 95 号, pp.95-110, 2017
- 文献 3.2.10 酒井智次: ボルト軸方向の繰返し引張荷重作用下のねじの回転ゆるみ機構, 日本機械学会論文集 (A 編), 78 巻 785 号, pp.125-136, 2012
- 文献 3.2.11 下里哲弘, 田井政行, 長嶺由智, 有住康則, 矢吹哲哉: 実腐食減肉形状を有する摩擦接合用高力六角ボルトの残存軸力特性, 構造工学論文集, Vol.62A, pp.503-513, 2016
- 文献 3.2.12 下里哲弘, 木ノ本剛, 三木千壽: 打込式高力ボルト支圧接合継手の耐荷力性状と FEM 解析モデルの提案, 土木学会論文集 A, Vol.64, No.2, pp.167-178, 2008
- 文献 3.2.13 高井俊和, 彭雪, 山口隆司, 山階清永: 各種のばらつきが厚板鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に与える影響に関する研究, 鋼構造論文集, 第 21 巻, 第 82 号, pp.15-27, 2014
- 文献 3.2.14 高井俊和, 彭雪, 山口隆司: フィラープレートの板厚が高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.1, pp.1-9, 2015
- 文献 3.2.15 高井俊和, 山口隆司, 山階清永: 高力ボルト摩擦接合継手の目違いがすべり耐力に与える影響に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.605-613, 2015
- 文献 3.2.16 田畑晶子, 金治英貞, 黒野佳秀, 山口隆司: 皿型高力ボルトを用いた摩擦接合継手のボルト形状及び継手特性に関する解析的検討, 鋼構造論文集, 第 20 巻, 第 79 号, pp.19-28, 2013
- 文献 3.2.17 田畑晶子, 黒野佳秀, 金治英貞, 山口隆司: 拡大孔を有する皿型高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に関する研究, 構造工学論文集, Vol.60A, pp.674-685, 2014
- 文献 3.2.18 玉越隆史, 石尾真理, 横井芳輝, 山崎健次郎, 水口知樹: 高力ボルト摩擦接合のボルト軸力導入に着目した解析モデルに関する研究, 鋼構造論文集, 第 21 巻, 第 84 号, pp.84-84, 2014
- 文献 3.2.19 長嶋文雄, 伊藤文人: 剛体ばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析, 土木学会論文集, 第 350 号, I-2, pp.341-350, 1984
- 文献 3.2.20 長嶋文雄, 山田稔, 長島和男, 成田信之: プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.1223-1234, 1991
- 文献 3.2.21 永田和寿, 町田幸大, 小川麻実, 山口隆司: 引張を受ける高力ボルト鋼板当て板接合部の荷重伝達機構に関する解析的検討, 鋼構造論文集, 第 23 巻, 第 90 号, pp.27-37, 2016
- 文献 3.2.22 西村宣男, 秋山寿行, 亀井義典: 高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向, 土木学会論文集, No.667, I-55, pp.1-14, 2001

- 文献 3.2.23 橋本国太郎, 山口隆司, 北田俊行: 高力ボルト摩擦接合とする既設リベット継手の部分取替え補修に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.555-562, 2008
- 文献 3.2.24 橋本国太郎, 杉浦邦征: 高力ボルト摩擦接合された GFRP 部材の摩擦挙動および最大強度に関する力学的考察, 構造工学論文集, Vol.58A, pp.935-945, 2012
- 文献 3.2.25 福岡俊道, 野村昌孝, 森本雄哉: ねじ山らせん形状の高精度なモデリングと有限要素解析, 日本機械学会論文集 (A 編), 72 巻 723 号, pp.45-51, 2006
- 文献 3.2.26 福本守, 斉藤雅充, 和田一範, 池田学: 鋼橋の桁連結工の地震時挙動の評価方法, 鉄道総研報告, Vol.29, No.3, pp.47-52, 2015
- 文献 3.2.27 藤本盛久, 橋本篤秀: 高力ボルト引張り接合に関する研究: 第一部・板のばね常数設定の為の軸対象三次元弾性理論解析 (その 2), 日本建築学会論文集, 第 165 号, pp.67-76, 1969
- 文献 3.2.28 彭雪, 山口隆司, 高井俊和, 村越潤, 澤田守: 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.69, No.3, pp.452-466, 2013
- 文献 3.2.29 村越潤, 遠山直樹, 澤田守, 有村健太郎, 郭路, 依田照彦, 笠野英行, 野上邦栄: 腐食劣化の生じた鋼トラス橋格点部の圧縮耐荷力に着目した載荷試験, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.156-168, 2013
- 文献 3.2.30 森猛: ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度, 土木学会論文集, 第 543 号, pp.123-132, 1996
- 文献 3.2.31 山階清永, 山口隆司, 高井俊和, 彭雪: 千鳥配置された高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達メカニズム, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.2, pp.221-233, 2015
- 文献 3.2.32 山口隆司, 森猛, 橋本国太郎: 高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度/降伏強度比とすべり係数に関する検討, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.1737-1748, 2005
- 文献 3.2.33 山口隆司, 北田俊行, 池田敬之, 吉岡夏樹: 圧縮力を受ける F18T 級超高力ボルト摩擦接合継手の力学的挙動に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.1005-1013, 2009
- 文献 3.2.34 山田嘉昭, 江澤良孝: 接合要素とその有限要素解析における応用, 生産研究, 31 巻, 6 号, pp.519-524, 1979
- 文献 3.2.35 A.B. Sabbagh and T.M. Chan: Development of I-beam to CHS column moment connections with external diaphragms for seismic applications, Connections in Steel Structures VII, pp.291-302, 2012
- 文献 3.2.36 Adrian Dogariu, Sorin Bordea and Dan Dubina: Steel brace-to- RC frame post-tensioned bolted connection, Connections in Steel Structures VII, pp.475-490, 2012
- 文献 3.2.37 A.M. Girao Coelho, F.S.K. Bijlaard: Finite element evaluation of the rotation capacity of partial strength steel joints, Connections in Steel Structures VII, pp.525-534, 2012
- 文献 3.2.38 A.M. Pop, D. Grecea and A. Ciutina: Low cycle performance of T-stub components of bolted moment beam-to-column connections, Connections in Steel Structures VII, pp.163-172, 2012
- 文献 3.2.39 Dassault Systèmes: Abaqus/CAE User' s Guide, 2017
- 文献 3.2.40 D.J. Benson and J.O. Hallquist: A single surface contact algorithm for the post-buckling analysis of shell structures, Computer methods in applied mechanics and engineering, Vol.78, pp.141-163, 1990
- 文献 3.2.41 G. Jelenic and M.A. Crisfield: Non-linear 'Master-Slave' Relationships for Joints in 3-D Beams with Large Rotations, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 135, pp.211-228, 1996
- 文献 3.2.42 G.J. van der Vegte: NUMERICAL SIMULATIONS OF BOLTED CONNECTIONS: THE IMPLICIT VERSUS THE EXPLICIT APPROACH, Connections in Steel Structures V - Amsterdam, 2004
- 文献 3.2.43 Juan C. SIMO, Peter WRIGGERS and Robert L. TAYLOR: A Perturbed Lagrangian Formulation for the Finite Element Solution of Contact Problems, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 50, pp.163-180, 1985
- 文献 3.2.44 J.O. Hallquist, G.L. Goudreau and D.J. Benson: Sliding interfaces with contact-impact in large-scale Lagrangian computations, Computer methods in applied mechanics and engineering, Vol.51, pp.107-137, 1985
- 文献 3.2.45 J. Fernández, A. Pernía, F.J. Martínez-de-Pisón, R. Lostado: Prediction models for calculating bolted connections using data mining techniques and the finite element method, Engineering Structures, Vol.32,

pp.3018-3027, 2010

- 文献 3.2.46 J.J. dos Santos, A.T. da Silva, L.R.O. de Lima, P.C.G. da Silva Vellasco, S.A.L. de Andrade and J.G.S. da Silva: Structural assessment of the tension capacity of carbon & stainless steel plates with staggered bolts, Connections in Steel Structures VII, pp.77-90, 2012
- 文献 3.2.47 J.T. Oden and J.A.C. Martins: Models and Computational Methods for Dynamic Friction Phenomena, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 52, pp.527-634, 1984
- 文献 3.2.48 M. Couchaux, M. Hjiiaj and I. Ryan: Static resistance of bolted circular flange joints under tensile force, Proc. 13rd International Symposium on tubular structures, Vol.1, 2010
- 文献 3.2.49 M. Komuro, N. Kishi and W.F. Chen: ELASTO-PLASTIC FE ANALYSIS ON MOMENT-ROTATION RELATIONS OF TOP- AND SEAT-ANGLE CONNECTIONS, Connections in Steel Structures V, pp.111-120, 2004
- 文献 3.2.50 N. Baldassino, V. Mancini and R. Zandonini: Experimental and numerical investigation on unstiffened and stiffened T-stubs, Connections in Steel Structures VII, pp.399-410, 2012
- 文献 3.2.51 OS Bursi and JP Jaspart: Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections, Journal of construction steel research, Vol.43, Nos.1-3, pp.17-42, 1997
- 文献 3.2.52 Primož Može and Darko Beg: TESTS ON BOLTED SHEAR CONNECTION IN HIGH-STRENGTH STEEL WITH THREE OR FOUR BOLTS IN LONGITUDINAL DIRECTION, Connections in Steel Structures VI, pp.65-74, 2008
- 文献 3.2.53 Roberto T. Leon and Jong Wan Hu: DESIGN OF INNOVATIVE SMA PR CONNECTIONS BEWTEEN STEEL BEAMS AND COMPOSITE COLUMNS, Connections in Steel Structures VI, pp.513-524, 2008
- 文献 3.2.54 S.-H. Ju, C.-Y. Fan, G.H. Wu: Three-dimensional finite elements of steel bolted connections, Engineering Structures, Vol.26, pp.403-413, 2004
- 文献 3.2.55 T.A. Laursen: Computational contact and impact mechanics, Springer, Berlin, 2002
- 文献 3.2.56 Wylliam Husson: Friction Connections with Slotted Holes for Wind Towers, Licentiate Thesis 2008, 2008

3.3 支承部, 落橋防止構造

3.3.1 支承部

支承部をモデル化する FEM 解析では、目的に応じて、橋梁全体モデルの中で支承部をばね要素やダッシュポットを用いて簡易的にモデル化するケースと、支承単体をソリッド要素やシェル要素を用いて詳細にモデル化するケースの 2 種類に大別できる。本節では、橋梁全体系の解析と支承単体の解析の 2 種類のケースについて収集した事例から、モデル化手法を整理した。

(1) 橋梁全体系の解析

支承構造には、積層ゴム支承、高減衰ゴム支承や鉛プラグ入りゴム支承等の免震支承、ローラー支承やピン支承等の鋼製支承などがあるが、設計実務で用いられる橋梁全体系の解析においては、支承部はばね要素を用いて簡易的にモデル化する場合が多い。ただし、支承の損傷メカニズムの解明や支承の損傷が橋梁全体系の挙動に及ぼす影響を把握することを目的に、より詳細にモデル化した検討例も見られる。その際、落橋防止ケーブル等もモデル化する場合がある。また、粘性効果を考慮したレオロジーモデルを用いて高減衰ゴム支承をモデル化した例もある。

図 3.3.1.1 のモデル化例では、固定支承は剛なばね、水平力分散構造に用いられる積層ゴム支承は線形せん断ばね、免震支承はバイリニア型の非線形せん断ばね、可動支承は動摩擦力を考慮した剛塑性型の非線形せん断ばねでモデル化している。

図 3.3.1.2 は、曲線橋のモデル化例である。P4 橋脚の支承をピン支承、その他の支承をローラー支承としているが、主桁の接線方向とそれに対する法線方向に固定および可動方向を設定している。ここでは、ばね剛性を 10^{-2} (kN/m) とすることで自由、 10^{10} (kN/m) とすることで固定を表している。

図 3.3.1.3 は、粘性効果を考慮したレオロジーモデルを用いて高減衰ゴム支承をモデル化した例である。レオロジーモデルの概念図を示しているが、線形ばね A、C、ハードニングを表す非線形ばね B、スライダー S、非線形速度依存性を表すダッシュポット D から構成されたモデルである。

図 3.3.1.4 は、すべり免震支承システムのモデル化例である。この検討事例では、ゴム支承を表す線形ばねとすべり支承を表すバイリニア型の非線形ばねを用いてモデル化しているが、併せて摩擦係数の速度・面圧依存特性を考慮している。

図 3.3.1.5 は、ハードニングを考慮したゴム支承のモデル化例である。この例では、ゴム支承の実験結果に基づき、トリリニア型のモデル化を用いており、剛性 G1、G2、G3 がスケルトンカーブを決めるパラメータであるが、パラメータ算出のための係数は HDR、LRB、RB の支承の種別ごとに設定している。

図 3.3.1.6 は、損傷を考慮した固定支承と可動支承のモデル化例である。ローラー支承のころがり摩擦や支承損傷後の動摩擦を考慮している。

可動支承の摩擦係数については、道路橋示方書や道路橋支承便覧に示された値が参考となる。摩擦係数は、すべり摩擦ところがり摩擦を区別して示されている。

支承の拘束条件は、回転に対しては、ピン支承等ではピンの回転する方向は拘束せずピンが回転しない方向は剛とするモデル化もある。ただし、死荷重等の荷重に対して過大な反力が生じないことを確認するなど、解析上の拘束条件の与え方については注意が必要である。

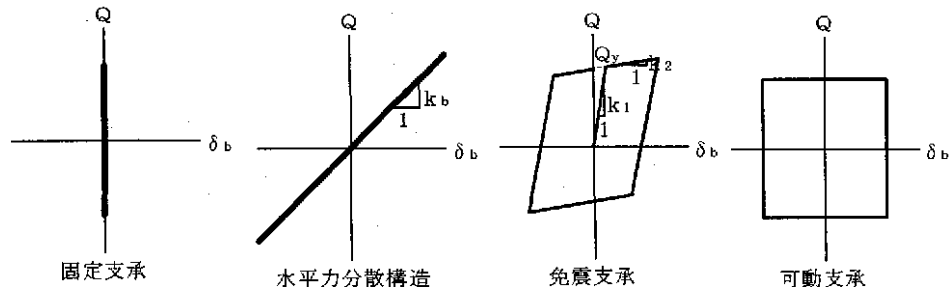
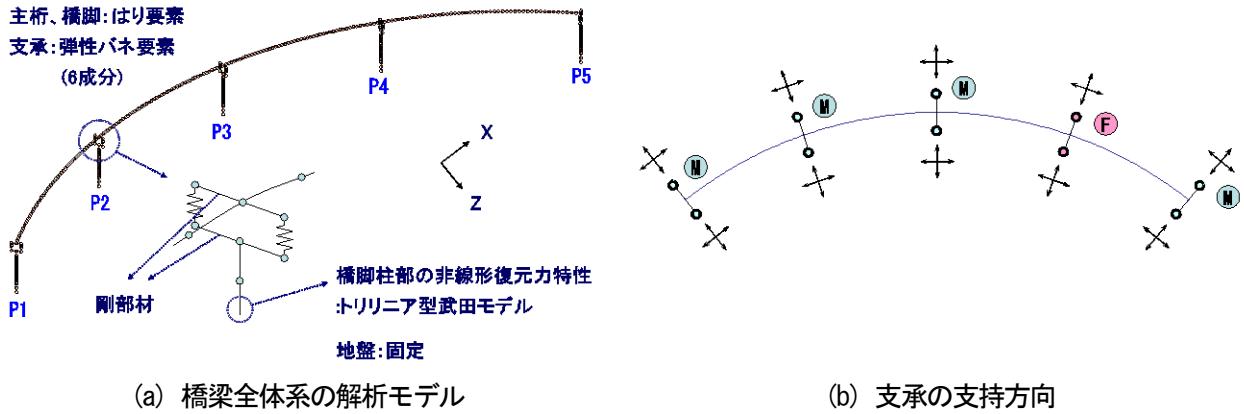


図 3.3.1.1 橋梁全体系の解析における支承のモデル化例 (文献 3.3.1.1)



(a) 橋梁全体系の解析モデル

(b) 支承の支持方向

(単位: kN/m)

接線方向	法線方向	鉛直方向	接線軸回り	法線軸回り	鉛直軸回り
1×10^{-2}	1×10^{10}	1×10^{10}	1×10^{-2}	1×10^{-2}	1×10^{-2}

(*: P4固定支承は、 1×10^{10} である.)

(c) 支承の剛性

図 3.3.1.2 曲線橋の解析における支承のモデル化例 (文献 3.3.1.2)

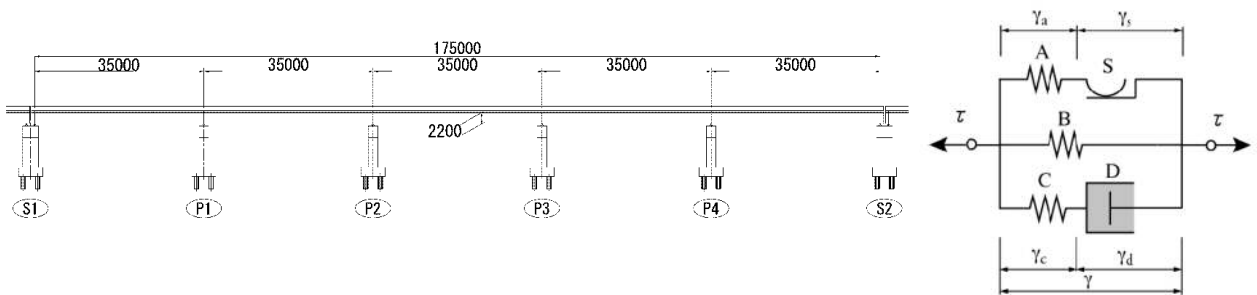
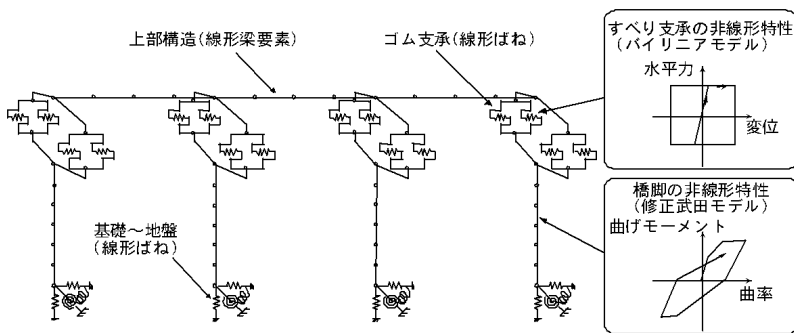
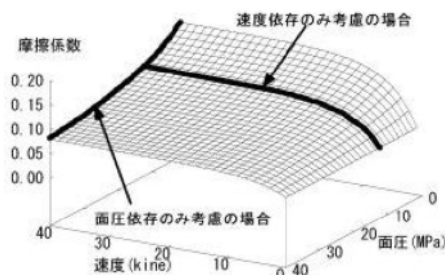


図 3.3.1.3 レオロジーモデルを用いた高減衰ゴム支承のモデル化例 (文献 3.3.1.3)



(a) 解析モデル



(b) 摩擦係数の速度・面圧依存特性

図 3.3.1.4 すべり免震支承のモデル化例 (文献 3.3.1.4)

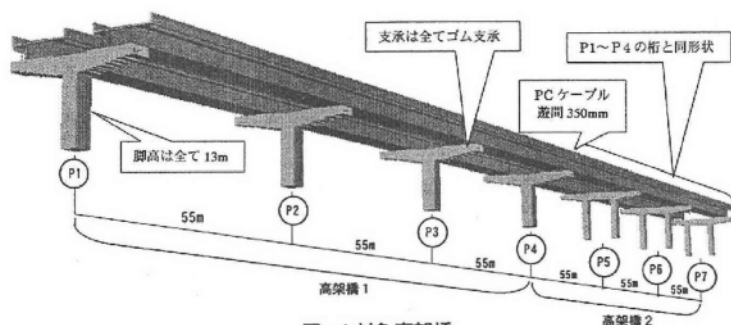
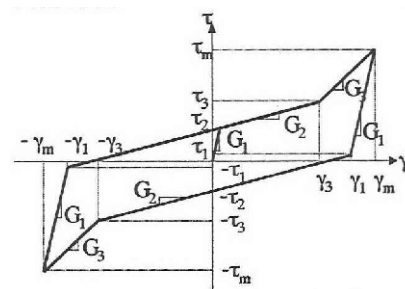


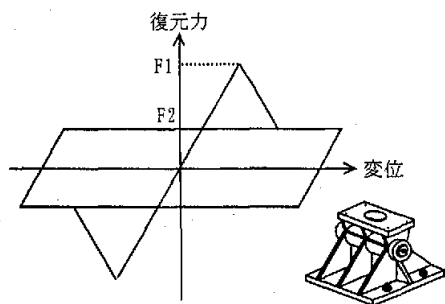
図-1 対象高架橋

(a) 対象橋梁

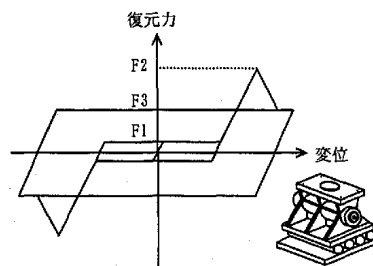


(b) トリリニアモデル

図 3.3.1.5 ハードニングを考慮したゴム支承のモデル化例 (文献 3.3.1.5)



(a) 固定支承



(b) 可動支承

図 3.3.1.6 損傷を考慮した支承のモデル化例 (文献 3.3.1.6)

(2) 支承単体の解析

支承部は上部構造と下部構造との接点に位置し、鉛直・水平力支持の荷重伝達機能と、水平移動および回転の変位追従機能を保持する。地震の振動エネルギーを履歴減衰や摩擦減衰などで吸収し、地震力を低減させる機能を保持した支承は免震支承として使用される。免震支承の構造は、薄い層状のゴムと鋼板を積層して加硫接着しており、鉛直方向には剛性が高いため耐荷重性能が大きく、水平方向には剛性が低いため変形性能が大きいという特性を有する。

免震支承には、天然ゴム系、高減衰ゴム系、鉛プラグ入りのタイプがある。図 3.3.1.7 は免震支承本体の構造を示す。高減衰ゴム支承は、樹脂や充填材を配合調整することで減衰機能を発現させたゴム材料が使われている。鉛プラグ入りゴム支承は、ゴム支承の中央部に鉛棒を挿入した構造である。それぞれのタイプにおける荷重-変位関係は、図 3.3.1.8 に示すように、天然ゴム系は線形的であるのに対し、高減衰ゴム系および鉛プラグ入りは非線形的な性能を示す。解析では一般に、非線形モデルではバイリニアやトリリニアモデルが用いられる。

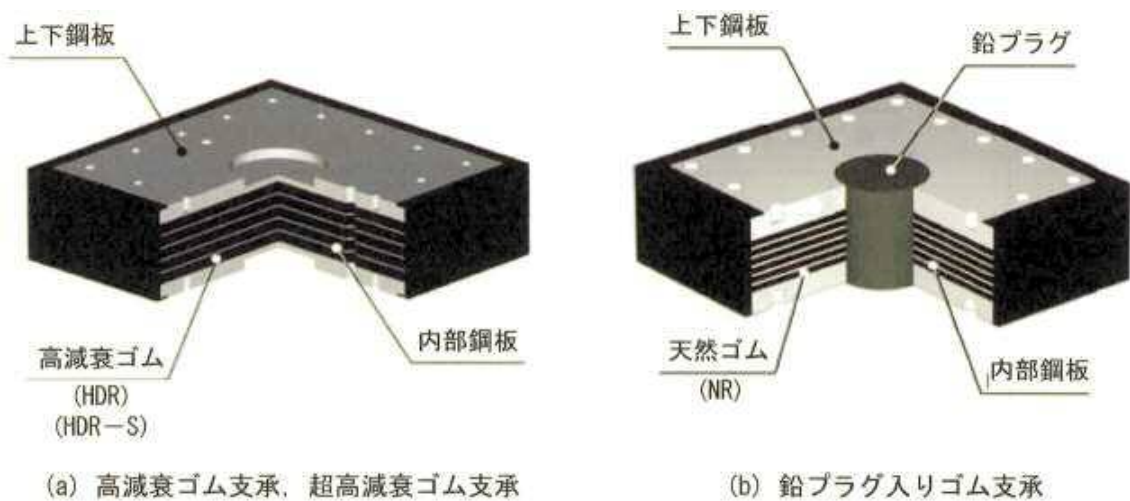


図 3.3.1.7 免震支承本体の構造図 (文献 3.3.1.7)

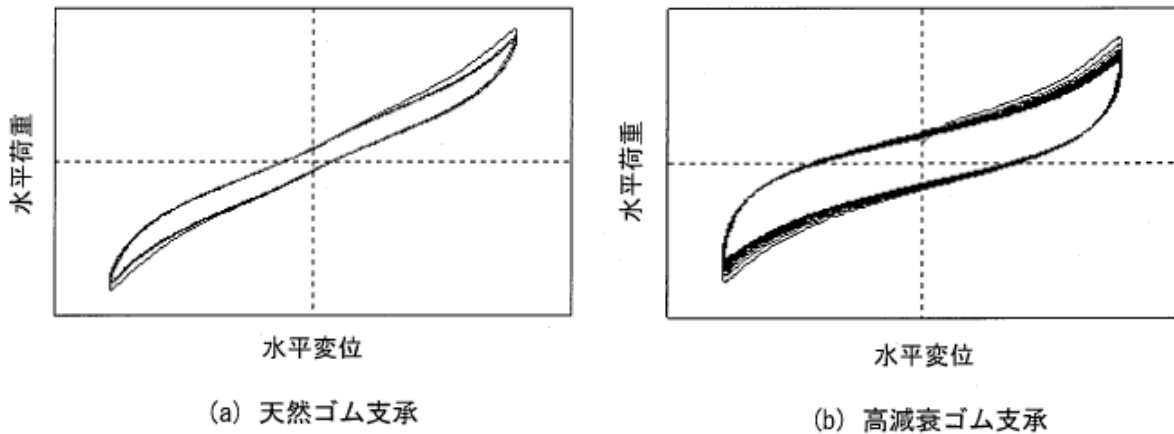


図 3.3.1.8 ゴム支承の履歴曲線の例 (文献 3.3.1.7)

ゴム材料は非圧縮性あるいは微圧縮性の超弾性体としてモデル化される。非圧縮性とは、体積変化しない性質であり、ポアソン比は0.5となる。超弾性体とは、ひずみエネルギー密度関数(単位体積当たりのひずみエネルギーを表す弾性ポテンシャル)を有する弾性体を指し、ゴムの最も簡易なモデルとして登場したことに由来して、数十%~数百%の大ひずみ状態を想定している(文献 3.3.1.8)。代表的なモデルとして、大変形下におけるゴムの挙動を精度よく再現できる Ogden モデルや、より単純な Mooney-Rivlin モデルが提案されている。

最大経験ひずみに依存する剛性低下，すなわち損傷（ダメージ）を導入した非弾性モデルを損傷あるいはダメージモデルと呼び，ひずみ履歴に依存して応力-ひずみ関係が変化する擬似的な弾性体である．図 3.3.1.9 は超弾性モデルにダメージモデルを導入したモデルの代表的な挙動を示す．

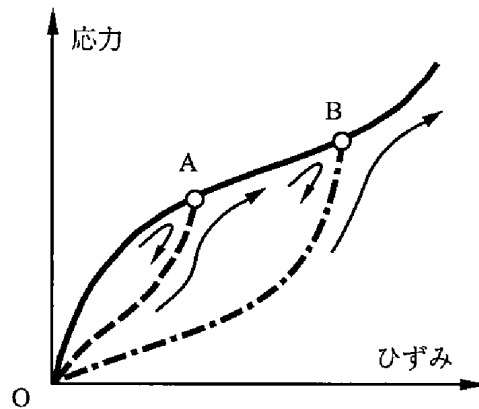


図 3.3.1.9 超弾性ダメージモデルの応力-ひずみ関係の例（文献 3.3.1.8）

支承単体の FEM 解析は，支承内部の局所的な挙動特性の把握や，損傷や破壊あるいは経年劣化の発生メカニズムの検証を目的として行われる．また，橋梁全体系の解析により得た支承の作用力や変位を単体の支承モデルに与え，支承内部に発生する局部応力について検証するといった目的もある．解析の対象となる支承構造の種類には，積層ゴム支承，高減衰ゴム支承，ローラー支承などがある．

一般に，3次元モデルではシェル要素やソリッド要素が用いられる．例えば，積層ゴム支承を対象とした3次元モデルの場合，ゴムはソリッド要素，内部鋼板はシェル要素を用いる例が多い．

ゴムには超弾性体の材料特性が適用される他にも，ダメージや粘性，弾塑性などを付加した構成モデルを適用する例や，支承の載荷実験に基づいて超弾性の材料構成則の定数をキャリブレーションする例もある．支承周りの鋼板や内部鋼板などの部材は剛体や弾性体または弾塑性体の材料特性を適用する例が多く，材料試験を行った結果から材料定数を同定し，バイリニアまたはトリリニア型の構成モデルとして設定する例もある．鉛はひずみ速度依存性が非常に大きい材料で，その構成モデルが一義的に示されておらず，引張試験を行い応力-ひずみ関係を求める必要がある．

解析速度の向上を目的として，対称性を考慮してモデル化を省略したり，着目しない部材に対しては弾性体を適用したりする例もある．また，定性的な挙動の把握を目的として付着剥離現象のモデル化を省略するといった例や，耐荷性能等の機能が期待されない被覆ゴムのモデル化を省略する例もある．

図 3.3.1.10 は積層ゴム支承の FEM 解析モデルの例である．すべてソリッド要素でモデル化しており，ゴムは超弾性材料，内部鋼板は弾塑性材料（等方硬化則）としている．超弾性の材料構成則の定数は，マクロ的な支承の載荷実験に基づきキャリブレーションを行ったものである．

図 3.3.1.11 は鉛プラグ入り積層ゴム支承の FEM 解析モデルの例である．ゴムは超弾性材料（Ogden モデル）とし，鉛は引張試験結果を用いたトリリニアモデルとしている．接触条件は，ゴムとすべての鋼板間を固着とし，鉛プラグとゴムおよび鋼板間は接触としてモデル化している．接触摩擦係数は 0.8 としている．

図 3.3.1.12 はローラー支承の FEM 解析モデルの例である．すべてソリッド要素でモデル化しており，ローラーは弾塑性体，上下支圧板は剛体でモデル化している．拘束条件については，ローラー部は全方向自由，上支圧板は鉛直方向のみ自由，下支圧板は X 軸方向のみ自由，他は固定としている．ローラーと支圧板の接触摩擦係数は 0.15 としている．

図 3.3.1.13 は劣化した天然ゴム支承の FEM 解析モデルの例である．すべてソリッド要素でモデル化しており，構成則は超弾性体と弾塑性体を並列に組み合わせたモデルを適用している．劣化予測で得られた結果から，構成則に含まれる材料定数を同定している．

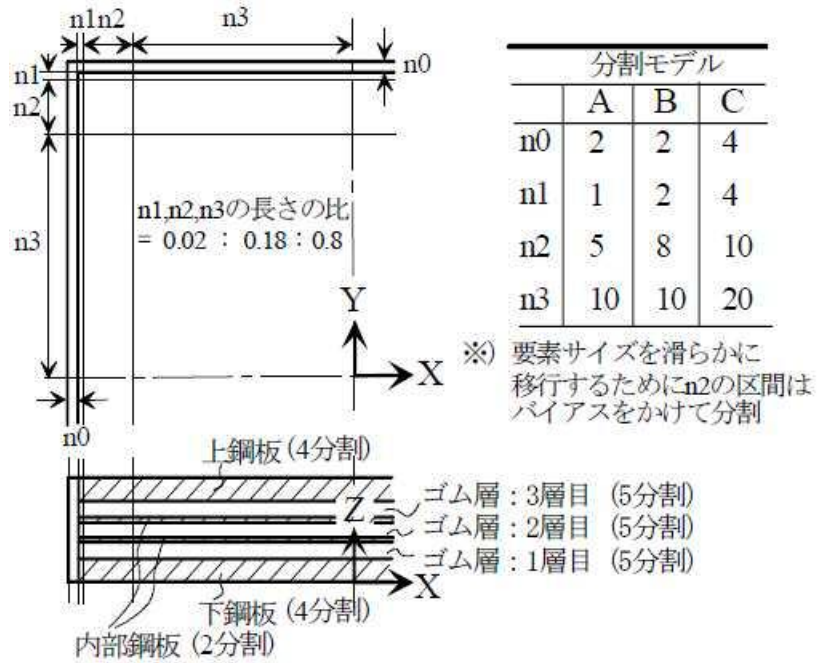
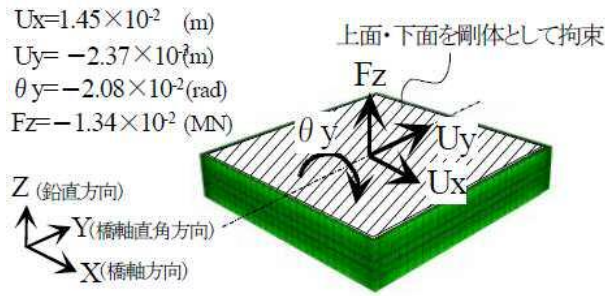


図 3. 3. 1. 10 積層ゴム支承のFEM 解析モデルの例 (文献 3. 3. 1. 9)

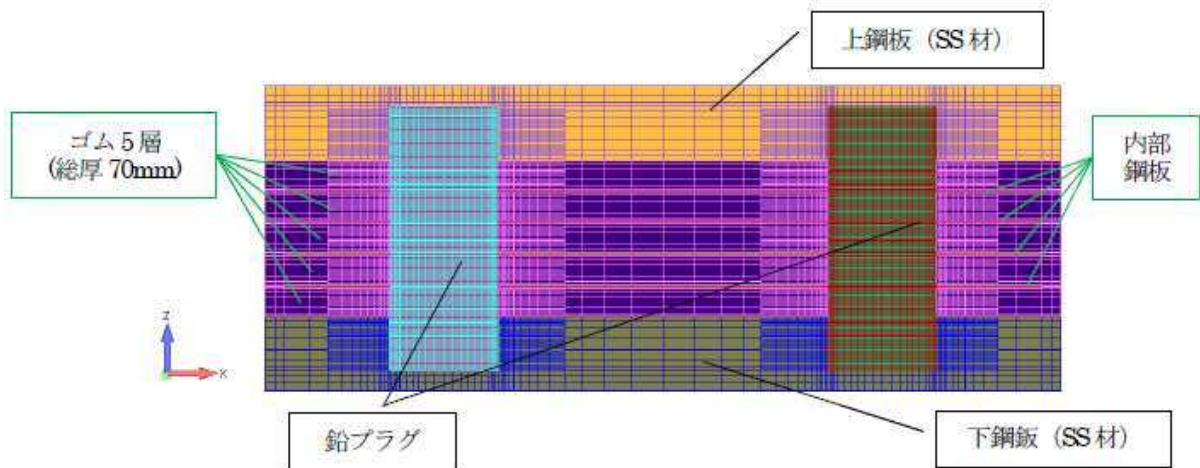


図 3. 3. 1. 11 鉛プラグ入り積層ゴム支承のFEM 解析モデルの例 (文献 3. 3. 1. 10)

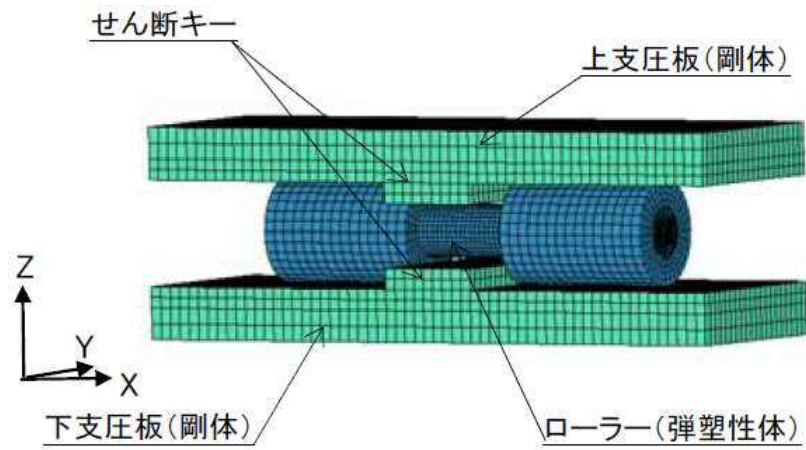


図 3. 3. 1. 12 ローラー支承の FEM 解析モデルの例 (文献 3. 3. 1. 11)

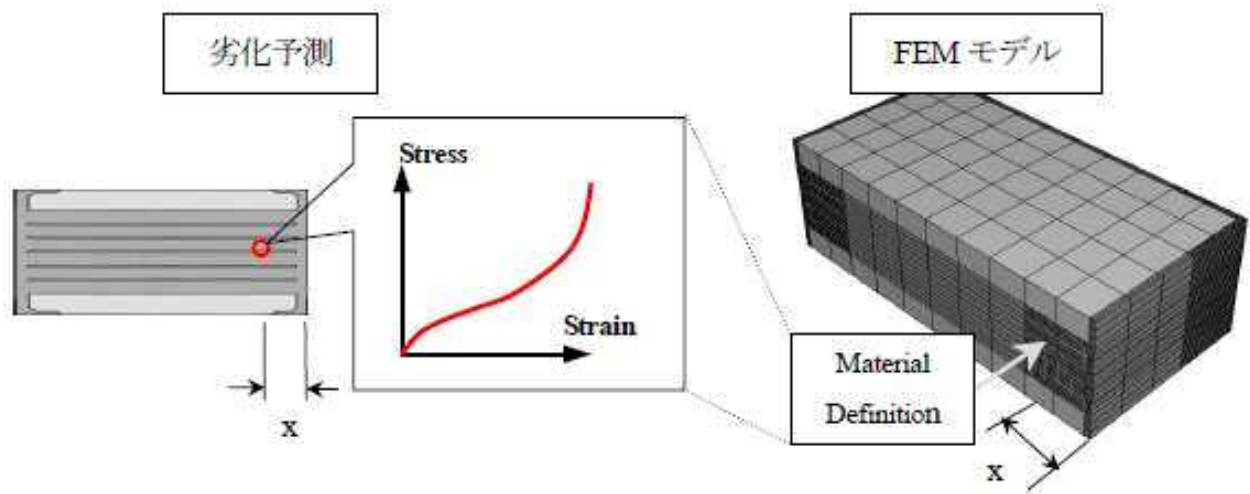


図 3. 3. 1. 13 劣化した天然ゴム支承の FEM 解析モデルの例 (文献 3. 3. 1. 13)

参考文献

- 文献 3.3.1.1 友澤武昭, 星谷勝, 矢部正明: オールフリー支持形式の多径間連続高架橋への実用化に関する基礎的な検討, 土木学会構造工学論文集, Vol.46A, 2000.3
- 文献 3.3.1.2 崔準祐, 大塚久哲: 4径間連続曲線箱桁橋における金属支承の地震時応答特性に関する研究, 土木学会第62回年次学術講演会, 2007.9
- 文献 3.3.1.3 奥井義昭, A. Rahman Bhuiyan, 三田村浩, 今井隆: 高減衰ゴム支承のモデル化に違いによる橋梁応答解析結果への影響と低温時の挙動, 土木学会第65回年次学術講演会, 2010.9
- 文献 3.3.1.4 藤田亮一, 森敦, 金治英貞, 伊津野和行: すべり免震支承システムのパラメータが橋梁応答に及ぼす影響, 土木学会地震工学論文集, 2003.6
- 文献 3.3.1.5 木納利和, 森下宣明, 前野裕文, 野中哲也, 折野明宏: ゴム支承およびPCケーブルの非線形特性を考慮した連続高架橋の動的解析, 第4回鋼構造物の非線形数値解析と耐震設計への応用に関する論文集, 土木学会, 2001.12
- 文献 3.3.1.6 梶田幸秀, 渡邊英一, 杉浦邦征, 丸山忠明, 永田和寿: 鋼製支承の破損を考慮した連続高架橋の地震時応答性状と落橋防止装置の有効性の検討, 土木学会構造工学論文集, Vol.45A, 1999.3
- 文献 3.3.1.7 鋼構造シリーズ 17 道路橋支承部の改善と維持管理技術, 土木学会鋼構造委員会鋼橋の支持機能検討小委員会, 2008
- 文献 3.3.1.8 丸善株式会社: いまさら聞けない計算力学の常識, 土木学会応用力学委員会計算力学小委員会, 2008
- 文献 3.3.1.9 奥村徹, 後藤芳頭, 海老澤健正, 小畑誠, Jianzhong Li, Yan Xu: 鋼製橋脚で支持された連続高架橋における積層ゴム支承の水平2方向地震動下の挙動特性, 第18回性能に基づく橋梁等の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, 2015
- 文献 3.3.1.10 林訓裕, 足立幸郎, 坂本直太, 五十嵐晃, 党紀, 大谷修, 下池利孝: ゴム支承の損傷メカニズムに関する基礎的検証, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.4, 2015
- 文献 3.3.1.11 崔準祐, 下野将樹, 大塚久哲, 長田修一: 3次元FEM解析によるローラー支承部の地震被害発生メカニズムに関する研究, 土木学会第65回年次学術講演会, 2010
- 文献 3.3.1.12 崔準祐, 徳永裕二: FEM解析による水平力の方向変化に伴うローラー支承の水平合成変化率の算定と実曲線橋の動的解析への適用, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No.4, 2014
- 文献 3.3.1.13 伊藤義人, 佐藤和也, 顧浩声, 山本吉久: 橋梁用天然ゴム支承の性能劣化特性に関する研究, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.2, 2006
- 文献 3.3.1.14 幸左賢二, 安藤高士, 閑上直浩, 萩原隆朗: ゴム支承アンカー部の地震時挙動の解析的検討, 第5回耐震補強・補修技術, 2001

3.3.2 落橋防止構造

(1) 落橋防止システム

道路橋示方書の中で落橋防止構造とは、落橋防止システムの一部として機能するデバイスを指す。落橋防止システムは大地震時など橋梁本体に巨大な力が作用し、それに伴い支承の損傷や橋壁への衝突などにより支持能力を失い、上部構造と下部構造が別構造となり、橋梁全体に大きな移動が発生し、落橋に至る状態を防止するために設けられている装置を総称して呼んでいる。具体的に代表的な装置を示すと、橋軸方向の移動に対して機能させる落橋防止ケーブル、橋軸直角方向への移動に対して機能させる横変位拘束装置、橋座を超えて落下しないように橋台上に作用する桁かかり長がある（文献3.3.2.1）。橋軸方向の変位に対して機能する順番を示すと図3.3.2.1のようになる。これらの装置はそれぞれが単独で作動することが求められているため、機能を掛け持つことは認めていない。

これら落橋防止システムは我が国独自の思想で開発された装置であり、「落橋」という橋梁構造システムが機能していない状態を対象にしている点は注目される。また、落橋防止ケーブルや横変位拘束装置などは既設橋梁への設置も可能であるため、橋梁の耐震補強工事の際に数多く設置されており、これから新設される橋梁にも、ある一定のスパン長を有する橋梁には必ず設置されると考えられる。橋軸方向の落橋防止構造の一例を図3.3.2.2に示す。

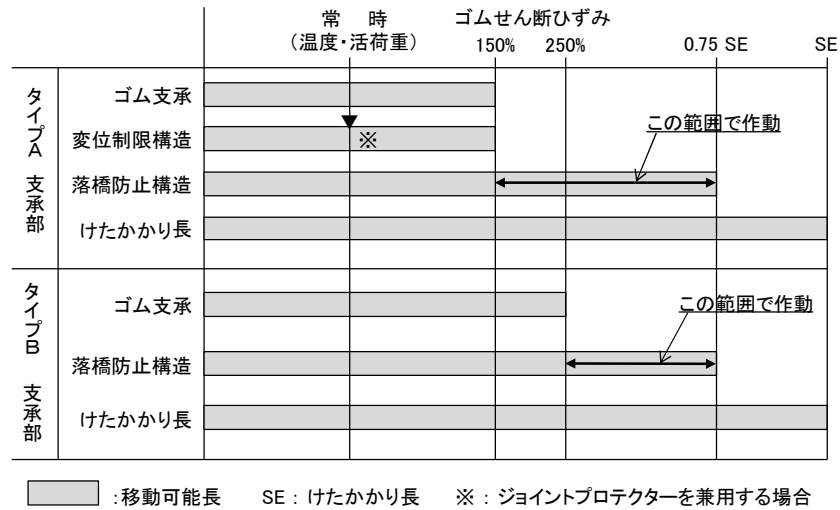


図3.3.2.1 落橋防止システムの移動量（橋軸方向）（文献3.3.2.1）

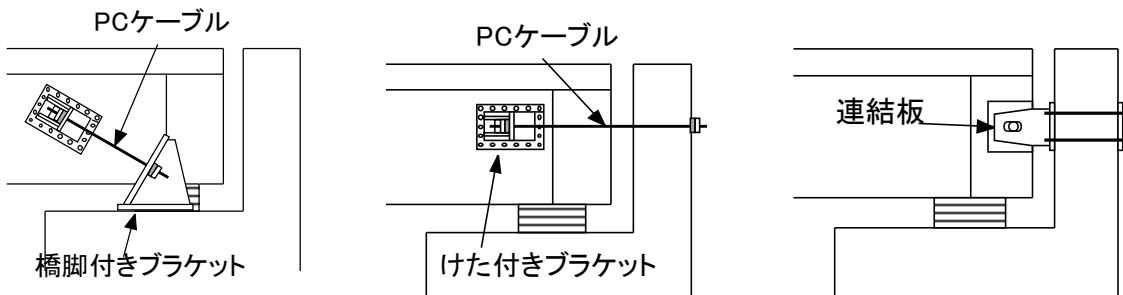


図3.3.2.2 落橋防止構造の構造例（文献3.3.2.1）

(2) 落橋防止ケーブルの解析モデル

落橋防止構造の中で、落橋防止ケーブルを取り上げる。落橋防止ケーブルは、橋台と上部工、あるいは桁間に設置されるケーブルであり、主に引張力に対して抵抗するように設置される。落橋防止ケーブルの引張試験を行うと、図 3.3.2.3 のようなカーブを示し、図 3.3.2.4 に示すようにバイリニア型でモデル化がなされることが多い。図 3.3.2.4 中の記号は次のように用いられている（文献 3.3.2.1）。

P_u, u_u : ケーブルの終局耐力，終局変位

P_y, u_y : ケーブルの降伏耐力，降伏変位

いずれもケーブルの引張試験から得られるデータであり、降伏耐力は 0.2%耐力法が用いられる。ただし、図中の P_a, u_a は、それぞれ保有耐力，保有変位であり、次式で求められる。

$$P_a = P_y + \frac{P_u - P_y}{\alpha}, \quad u_a = u_y + \frac{u_u - u_y}{\alpha} \quad (1)$$

ここに、係数 α は安全係数である。文献 3.3.2.1 では、この保有耐力を用いて、落橋防止構造の要求耐力 P_d 、上部構造と下部構造間の相対変位 u_d を次式のように満足するように設計することを示している。

$$P_a > P_d, \quad u_a \geq u_d \quad (2)$$

動的解析など、繰り返し荷重を想定する場合や実際の落橋防止ケーブルでは、図 3.3.2.5 に示すように作動するまでの遊び（設計遊間）があることもある。これらを加味した場合、図 3.3.2.6 に示すような復元力として定義することも提案されている（文献 3.3.2.4）。図 3.3.2.6 の場合は連続高架橋の桁間連結ケーブルの解析で用いられた復元力モデルであり、離反側とは桁同士が離れる方向でケーブルに引張力が発生する側を示し、接触側とは、桁同士が近づく方向を示し、桁間の衝突を線形ばねでモデル化して示している。従って、衝突するまで、あるいは連結ケーブルが作動するまでは移動のみが発生することを再現したモデルとなる。図 3.3.2.7 に解析モデルを示すが、桁間衝突、及びケーブルの効果を動的解析で同時に検討できる解析モデルとなっている。

以上のように、落橋防止ケーブルはばね要素として用いられる解析事例がほとんどである。特にモデル化の際の留意点としては、例えば図 3.3.2.7 の解析モデルのように、ケーブルとしての張力と桁間の衝突のような物理現象を考慮するような部位については図 3.3.2.6 のように引張・圧縮側両方を考慮したモデル化を行うなどの留意が必要である。また、落橋防止ケーブルには緩衝材としてゴム板の設置や遊び量などが設置されていることが多いため、ケーブルのみを対象とした場合は図 3.3.2.4 のモデルが妥当であると考えられるが、実橋梁に設置した状態を検討する場合は遊び量や緩衝材の影響を考慮したモデルが妥当であると考えられる。

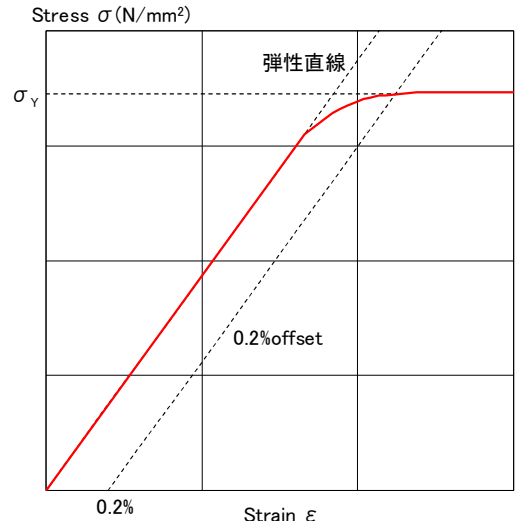


図 3.3.2.3 ケーブルの応力—ひずみ曲線

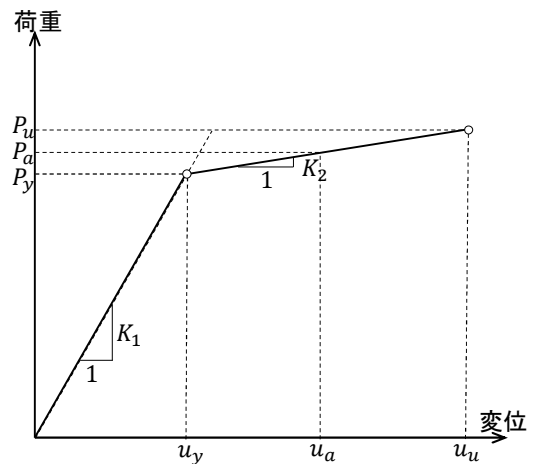


図 3.3.2.4 耐力—変位関係のモデル化

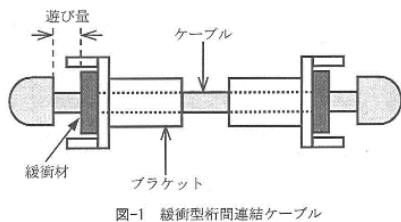


図-1 緩衝型桁間連結ケーブル

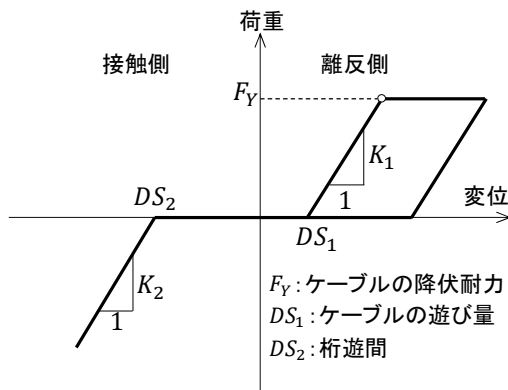


図 3.3.2.5 緩衝型桁間連結ケーブル (文献 3.3.2.4)

図 3.3.2.6 桁間連結ケーブルの復元力モデル

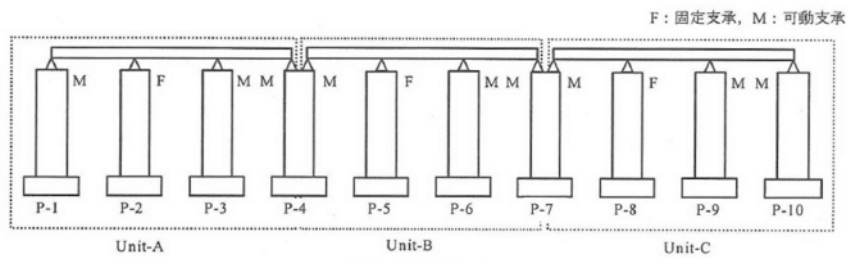


図-10 解析モデル

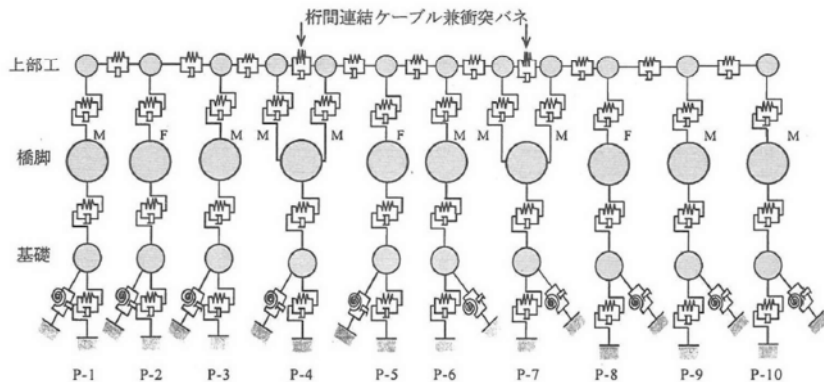


図-11 バネ-質点-ダッシュポット系モデル

図 3.3.2.7 連続高架橋の解析モデル (文献 3.3.2.4)

参考文献

文献 3.3.2.1 日本橋梁建設協会：落橋防止システム設計の手引き (改訂版), 2010.8
 文献 3.3.2.2 土木研究センター：落橋防止構造設計ガイドライン (案), 2005.7
 文献 3.3.2.3 鎌田耕平, 伊津野和行：非線形挙動を考慮した落橋防止ケーブルの要求性能に関する研究, 第 26 回地震工学研究発表会論文集, pp.1169-1172, 2001
 文献 3.3.2.4 梶田幸秀, 杉浦邦征, 渡邊英一：緩衝型桁間連結ケーブルを用いた高架橋の地震時応答性状, 土木学会論文集, No.710/I-60, pp.297-310, 2002
 文献 3.3.2.5 中尾尚史, 伊津野和行：非線形緩衝材を有する落橋防止ケーブルの設計法に関する研究, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.751-758, 2005
 文献 3.3.2.6 竹田周平, 北浦勝, 宮島昌克：エネルギー吸収機能を有する落橋防止装置の設計に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.315-326, 2006
 文献 3.3.2.7 堺淳一, 運上茂樹, 星隈順一：大規模地震における落橋メカニズムと落橋防止構造の効果に関する分析, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.67, No.1, pp.55-71, 2011

3.4 接着接合

鋼構造物の接合方法としては、溶接継手、高力ボルト継手が一般的であるが、FRP シートによる鋼部材腐食部の補強などを中心に、接着接合も使われるようになってきている。この接着接合を対象とした FEM 解析も数多く行われている（例えば、文献 3.4.1～3.4.14）。

接着接合を対象とした FEM 解析モデルの一例を図 3.4.1（文献 3.4.12）と図 3.4.2（文献 3.4.2）に示す。接着接合を対象とした過去の FEM 解析においては、2次元モデル、3次元モデルが使われるが、接着材のモデル化としては大きく2つに分けられる。一つは、接着層の厚さを仮定し、接着層を鋼材やコンクリート、CFRP 補強材と同様に、2次元の場合はシェル要素で、3次元の場合はソリッド要素でモデル化し、節点は鋼材、補強材と共有させるモデルである（図 3.4.1）。もう一つは接着層にある境界条件を仮定し、鋼材やコンクリート、CFRP 補強材間の界面に境界要素やばね要素を加えるモデル化方法である（図 3.4.2）。前者については弾性解析による応力分布や接着層のせん断応力分布、剥離応力の確認に使われることが多く、後者については補強された部材全体の耐力や破壊性状を確認するための非線形解析に使われることが多いようである。

ただし、近年はハードウェアの著しい向上から、後者の境界要素を設定する方法よりも、特に鋼構造を中心に接着層をメッシュで直接モデル化する前者の方法が多いようである。

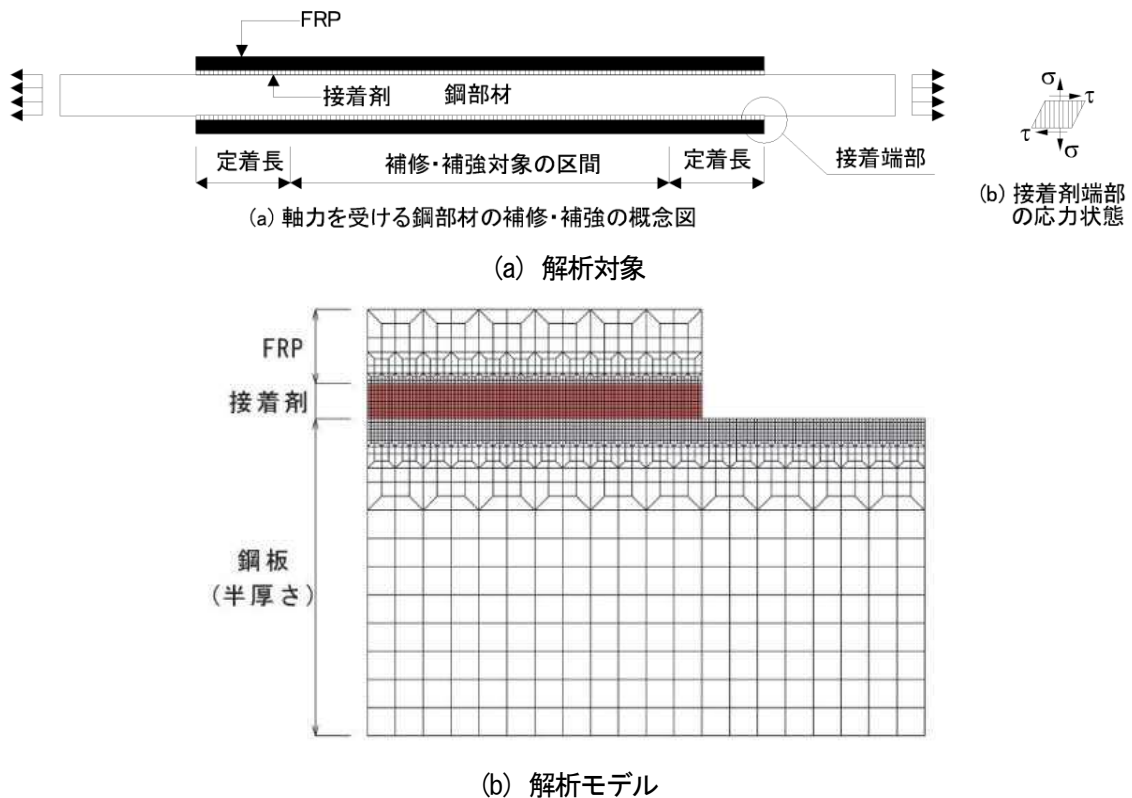
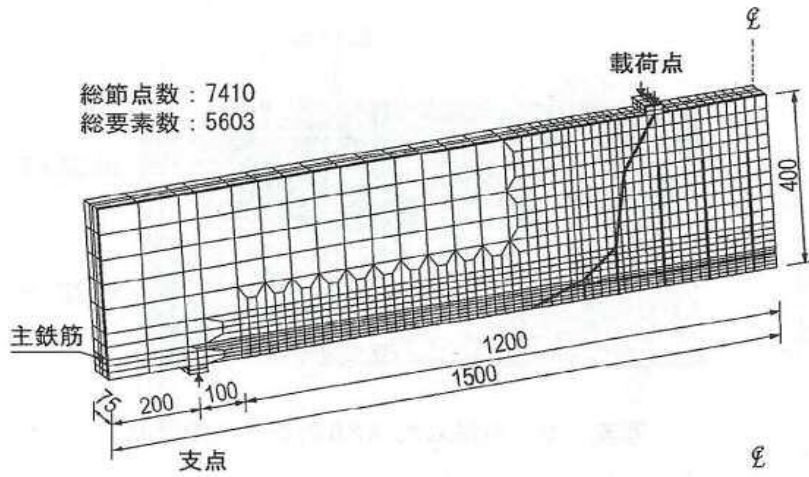
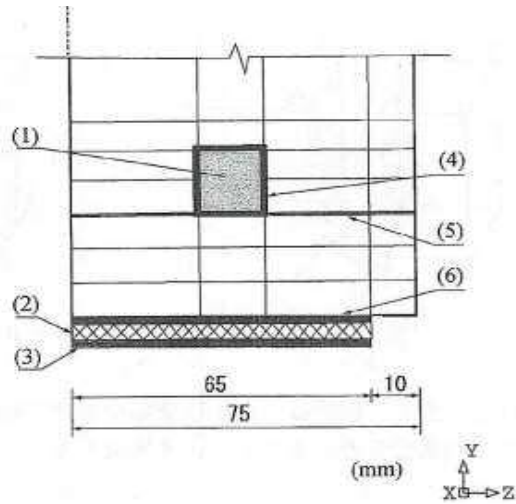


図 3.4.1 接着層をシェル要素、もしくはソリッド要素でモデル化した FEM 解析モデル

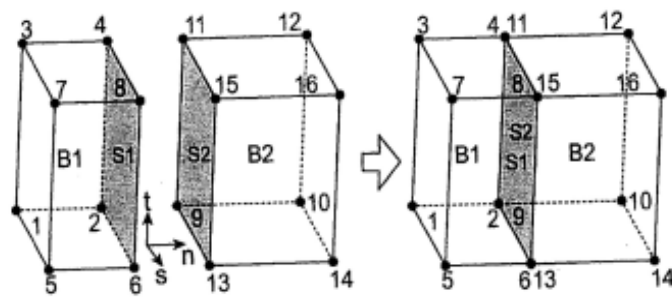


(a) 解析モデル全体 (RC 梁の下面 FRP 補強)



- (1) : 主鉄筋
- (2) : 接着層 厚さ: 2 mm
- (3) : AFRP シート
- (4) : 接触面要素 (Bond-slip モデル)
- (5), (6) : 接触面要素 (Discrete Cracking モデル)

(b) モデルの断面図



(c) 境界要素

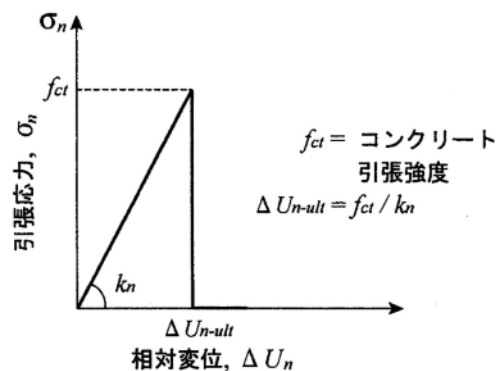
図 3.4.2 接着層に境界要素を入れた FEM 解析モデルの例

(1) 境界要素や接触条件を仮定する場合

接着層に境界要素を仮定する場合、例えばコンクリートと AFRP (アラミド繊維強化プラスチック) を接着材で接着する場合、コンクリートの要素と AFRP の要素間に境界条件を与えることになる。図 3.4.2 に示した例では、図 3.4.3 に示すような構成則をもつ境界要素を仮定している。この例では、AFRP の剥離が接着層ではなく、コンクリート材料内で起こることに着目し、接着層は厚さのみ考慮してコンクリートと同等の構成則を与え、コンクリートと AFRP の界面、および主鉄筋下面には境界要素として界面直角方向に図 3.4.3 に示される Discrete Cracking モデルを与えている (剥離面としてコンクリートと AFRP との境界付近、および主鉄筋下面を仮定)。

剥離方向の Discrete Cracking モデルは、界面直角方向の引張応力 σ_n がコンクリートの引張強度 f_d に達すると伝達されている応力が解放され、界面が開くモデルである。 ΔU_n は界面の法線方向の相対変位、 k_n は初期勾配であるが、開口前の要素間の連続性を保証するため、 k_n は解析が安定する範囲で出来るだけ大きな値を設定している。

界面せん断方向については、便宜的にせん断剛性を法線方向の k_n と同じ、すなわち、ずれは生じないと仮定し、界面が開くまでは線形とし、界面が開くとせん断方向の力も伝えないものとしてモデル化している。



(a) Discrete Cracking モデル

図 3.4.3 境界要素の構成則の例

図 3.4.4 (文献 3.4.6) に示す例では、鋼板、接着層をソリッド要素でモデル化し、接着層と鋼板の界面に接触条件を設定し、界面の破壊の条件は次式で判定している。なお、接着層内の凝集破壊は生じないことを確認の上、接着層は厚さを 1 分割でメッシュ分割している。

$$\left(\frac{\tau}{\tau_f} \right)^2 + \left(\frac{\sigma}{\sigma_f} \right)^2 \geq 1$$

τ : 接着剤の面内方向に生じるせん断応力(N/mm²), σ : 接着剤の面外方向に生じる垂直応力(N/mm²),

τ_f : せん断破壊応力(N/mm²), σ_f : 垂直破壊応力(N/mm²)

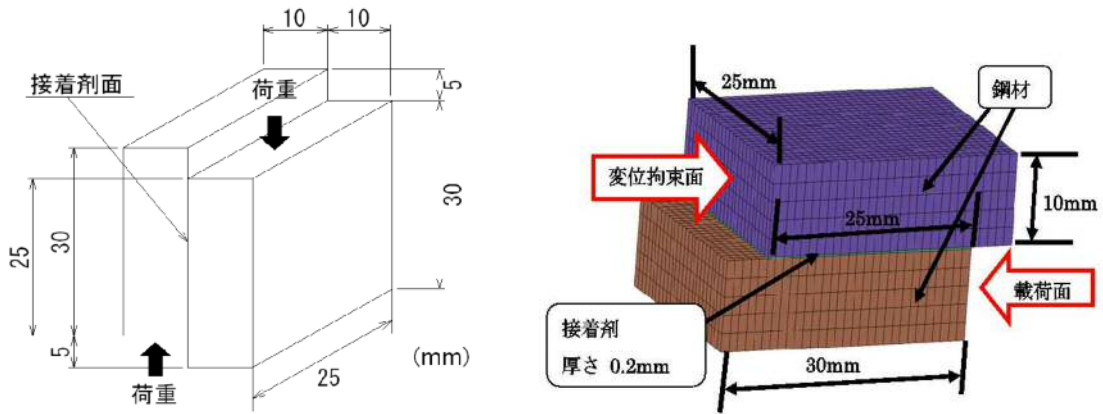


図 3.4.4 境界に接触条件を与えた解析の例

(2) 接着層をシェル要素，ソリッド要素でモデル化して評価する場合

接着材継手の接着層を，鋼材や CFRP 補強材と同様にシェル要素（2次元モデルの場合）やソリッド要素（3次元モデルの場合）でモデル化する場合，鋼材や CFRP 補強材と比較して接着層が相当に薄いこと，弾性係数が鋼材や CFRP 補強材と比較して相当に小さいことから，要素サイズに注意する必要がある。既往の FEM 解析による検討例では，接着層の厚さは 0.4 mm から最大でも 5 mm 程度，接着層の厚さは 2～10 層の要素でモデル化されており，要素サイズは小さいもので 0.05 mm×0.05 mm 程度のものもある。そのため，要素数や節点数が膨大となり，モデリングや解析時間に時間を有することが課題である。さらに，補強材端部の接着層のせん断応力および剥離応力が卓越するが，接着層をシェル要素，もしくはソリッド要素でモデル化する方法の場合，この部位はシャープエッジとなることから，応力特異場となることに注意が必要である。端部の応力はメッシュサイズに依存するため，応力の絶対値の評価，例えば解析により得られた応力値を接着材の強度と比較して破壊を判定するなどの評価は困難である。相対評価とするか，メッシュサイズの影響を十分に検討する等，注意が必要である。理論値と比較し，差がないことを確認した事例もある。

シャープエッジのメッシュサイズと応力特異点の応力の関係を図 3.4.5 に示すケースを対象に説明する。厚さ 20 mm の鋼材の両側に，厚さ 10 mm の鋼材を補強材として接着材で接合することを想定した継手である。モデルは 2 次元モデルとし，接着層の厚さは 1 mm と仮定した。メッシュサイズを 1.0 mm×1.0 mm（接着層を 1 層でモデル化）から 0.125 mm×0.125 mm（接着層を 8 層でモデル化）まで変化させ，応力特異点となる位置の応力の変化を確認した。母板および補強板の弾性係数は 200,000 N/mm²，ポアソン比は 0.3 とした。接着材の弾性係数は 3,600 N/mm²，ポアソン比は 0.25 とした。FEM 解析モデルの一例を図 3.4.6 に示す。対称性を考慮してモデルは 1/4 モデルとし，荷重は補強していない母材一般部の公称応力値が 100 N/mm² となるように与えた。

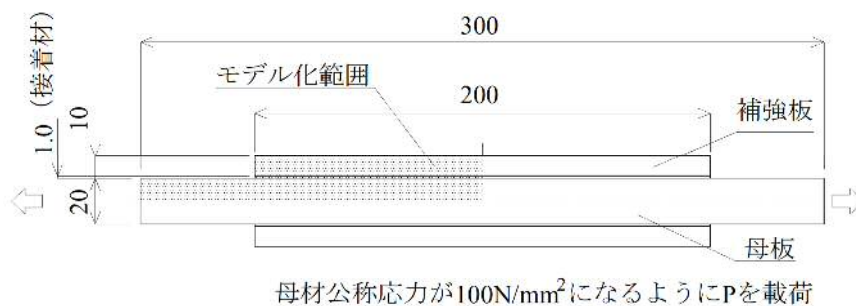
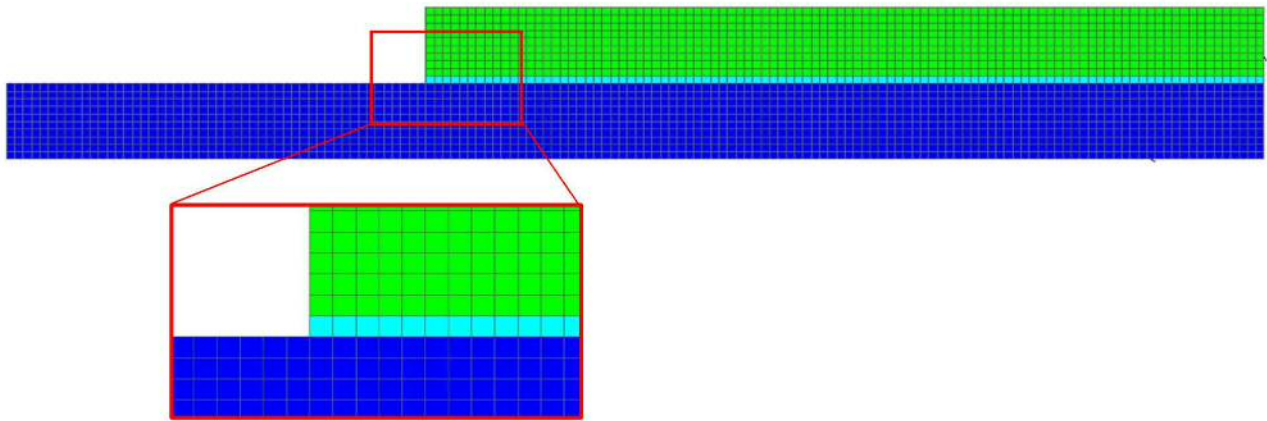
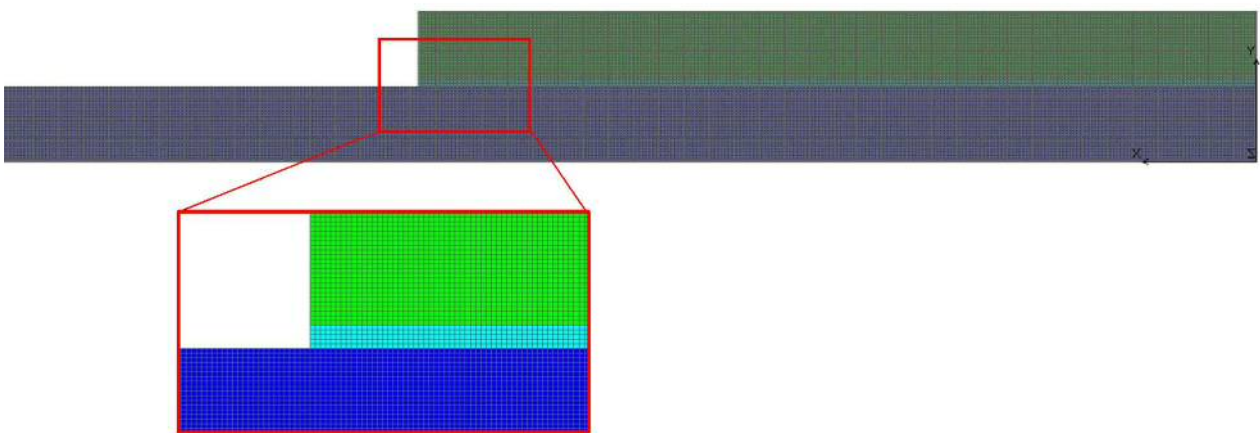


図 3.4.5 応力特異場におけるメッシュサイズと応力との関係を確認するための継手モデル



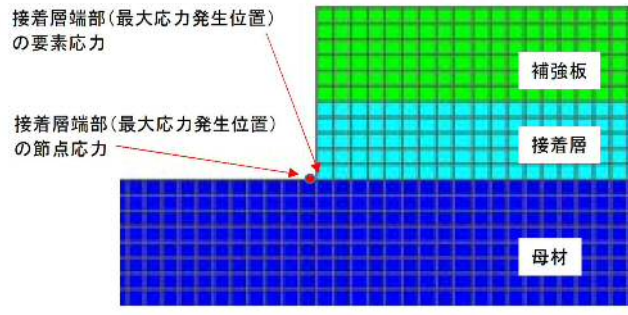
(1) 接着継手モデル1:接着層1mmを1層でモデル化 メッシュサイズ1.0×1.0mm



(2) 接着継手モデル5:接着層1mmを5層でモデル化 メッシュサイズ0.2×0.2mm

図 3. 4. 6 解析モデルの一例

各モデルの応力特異点の von Mises 応力値と、メッシュサイズの関係を図 3. 4. 7 に示す。メッシュサイズが細くなるほど、応力特異点の応力値が大きくなっていることが分かる。メッシュサイズが 1 mm のモデルから得られた応力値とメッシュサイズが 0.125 mm のモデルから得られた応力値を比べると、後者が前者の 2.0 倍程度となっている。このように、シャープエッジなど応力特異点の応力値はメッシュサイズに依存するため、その絶対値は評価できないことが分かる。



モデル名	接着材層のメッシュ分割数	メッシュサイズ [mm]	要素応力		節点応力	
			応力値 N/mm ²	モデル1との比率	応力値 N/mm ²	モデル1との比率
接着継手モデル1	1	1.000	29.0	1.00	29.8	1.00
接着継手モデル2	2	0.500	29.3	1.01	35.1	1.18
接着継手モデル3	3	0.333	32.4	1.12	42.3	1.42
接着継手モデル4	4	0.250	35.6	1.23	47.5	1.59
接着継手モデル5	5	0.200	38.5	1.08	51.5	1.09
接着継手モデル6	6	0.167	41.1	1.42	54.8	1.84
接着継手モデル7	7	0.143	43.4	1.50	57.7	1.94
接着継手モデル8	8	0.125	45.5	1.57	60.2	2.02

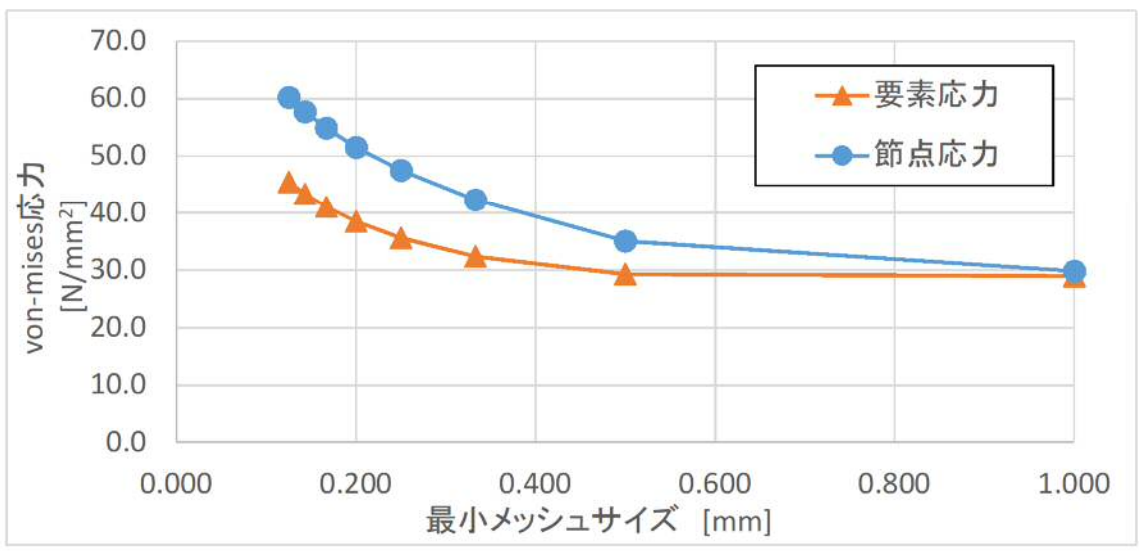
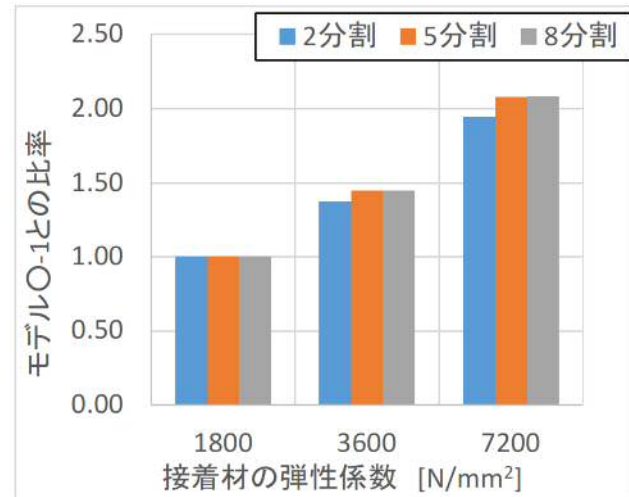
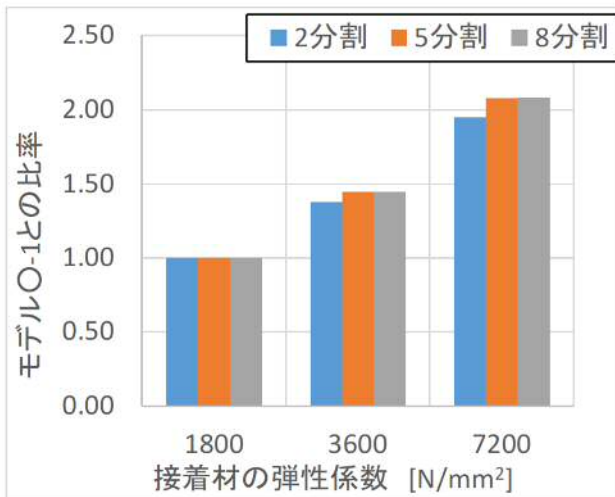
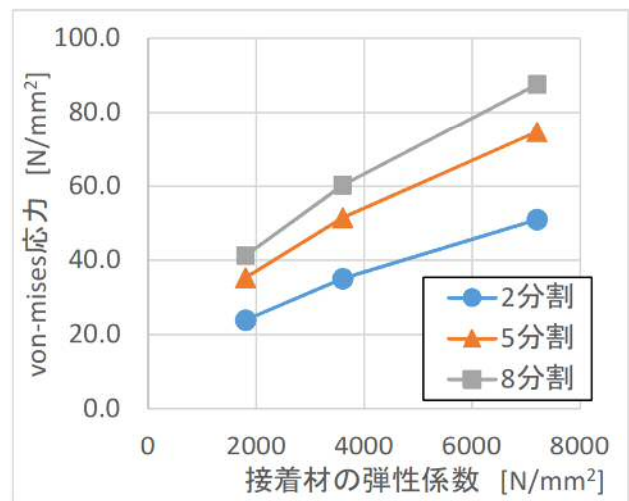
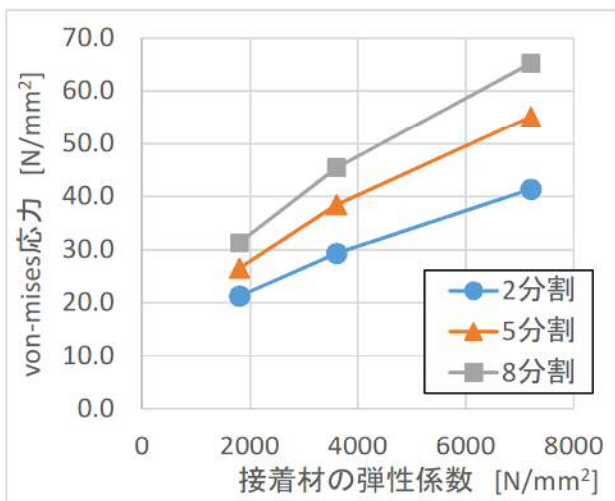


図 3.4.7 応力特異点の応力値とメッシュサイズの関係

一方で、応力の相対的な評価であれば、応力特異点であっても FEM 解析による評価がある程度は可能である。例えば、接着材の弾性係数が接着材端部の応力に与える影響を、図 3.4.5～3.4.6 のモデルを用いて検証することを考える。メッシュサイズを 0.5 mm×0.5 mm とした場合（モデル 2：接着層を厚さ方向に 2 分割）、0.25 mm×0.25 mm とした場合（モデル 5：接着層を厚さ方向に 4 分割）、0.125 mm×0.125 mm とした場合（モデル 8：接着層を厚さ方向に 8 分割）において、接着材の弾性係数をパラメータとして解析した結果を図 3.4.8 に示す。前述のとおり、応力の絶対値は要素サイズに依存するが、接着材の弾性係数の影響を考えた場合、弾性係数 1800 N/mm² の場合（モデル O-1）に対する他の弾性係数の比率はどの要素サイズでも大きな差はないことが分かる。いずれの要素サイズにおいても、弾性係数を 2.0 倍とすれば接着材端部応力は 1.4 倍前後、弾性係数を 4.0 倍とすれば接着材端部応力は 2 倍前後となっている。特に、モデル 2 とモデル 5 では比率はほとんど同じであり、要素分割を適切に設定すれば、相対的な評価については可能であると考えられる。

モデル名	接着材層のメッシュ分割数	メッシュサイズ [mm]	接着材層ヤング係数 N/mm^2	要素応力		節点応力	
				応力値 N/mm^2	モデルO-1との比率	応力値 N/mm^2	モデルO-1との比率
モデル2-1	2	0.500	1800	21.2	1.00	23.9	1.00
モデル2-2			3600	29.3	1.38	35.1	1.47
モデル2-3			7200	41.4	1.95	51.0	2.13
モデル5-1	5	0.250	1800	26.5	1.00	35.3	1.00
モデル5-2			3600	38.5	1.45	51.5	1.46
モデル5-3			7200	55.2	2.08	74.6	2.11
モデル8-1	8	0.125	1800	31.3	1.00	41.3	1.00
モデル8-2			3600	45.5	1.45	60.2	1.46
モデル8-3			7200	65.3	2.08	87.5	2.12



(1) 要素応力

(2) 節点応力

図 3.4.8 応力特異点の相対的な評価の例

接着材のモデル化には関係ないが、円孔など、シャープエッジでなく理論値が計算で求められる形状であれば、メッシュサイズがある程度細かければ応力の絶対値を評価することが可能である。ここでは、図 3.4.9 に示す直径 20 mm の円孔を有する幅 100 mm の帯板モデルを対象として説明する。対称性を考慮し、1/4 を解析対象とした。板厚は 10 mm と仮定し、公称応力値が 100 N/mm² となるように荷重を載荷した。円孔周りのメッシュサイズをパラメータとし、1/4 円を 2 分割するモデルから、32 分割するモデルまで調査した。モデルの一例を図 3.4.10 に示す。

ここで、このケースにおける円孔壁の最大応力値は、式(1),(2)により近似解として与えられる (文献 3.4.15)。

$$\alpha = 2 + \left(\frac{b-\rho}{b}\right)^3 \quad \dots \dots \dots (1)$$

$$\sigma_A = \alpha \times \sigma_o \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここで、

α : 円孔部の純断面積応力に対する円孔壁の応力集中度

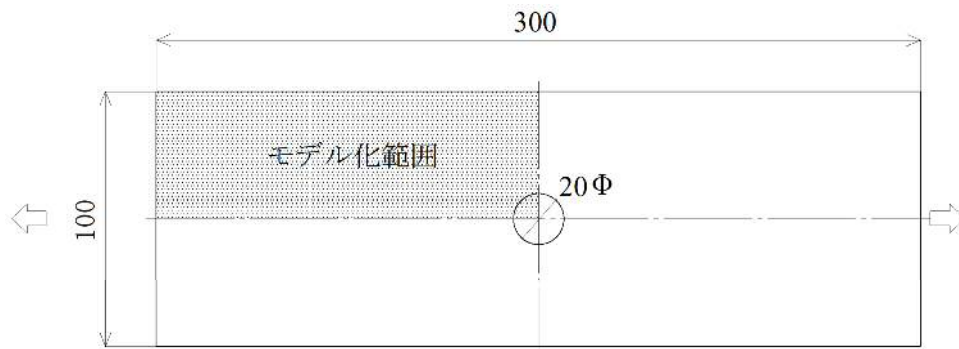
b : 帯板の板幅

ρ : 円孔の半径

σ_A : 円孔壁の最大応力

σ_o : 純断面積における公称応力

式(1),(2)に $b = 50 \text{ mm}$, $\rho = 10 \text{ mm}$, $\sigma_o = 125 \text{ N/mm}^2$ (総断面積における公称応力値 100 N/mm^2) を代入すると、 $\alpha = 2.512$, $\sigma_A = 314 \text{ N/mm}^2$ と算出される。

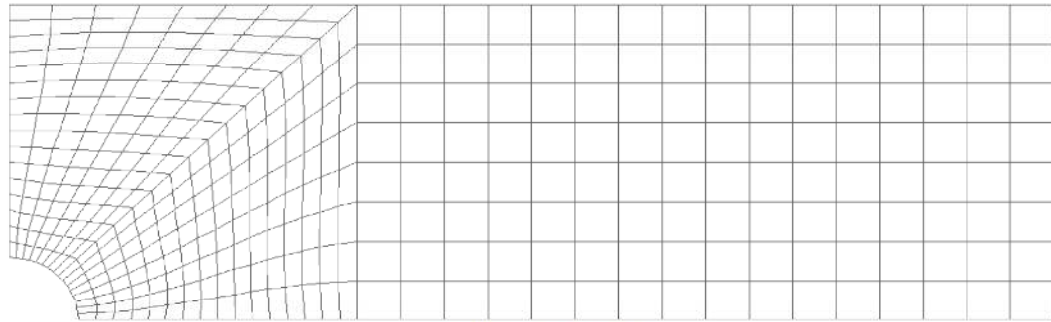


母材公称応力が100N/mm²になるようにPを載荷

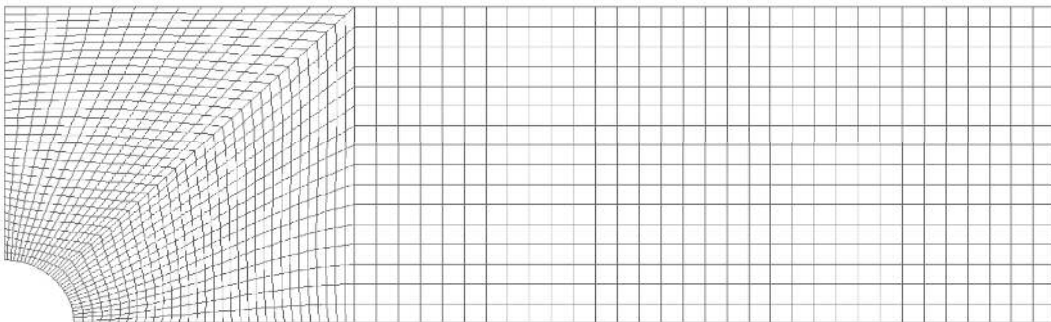
図 3.4.9 メッシュサイズと円孔壁の応力との関係を知るための有限帯板に円孔を有する解析対象



(1) 円孔モデル1: 1/4円を2分割



(2) 円孔モデル8: 1/4円を16分割



(3) 円孔モデル16: 1/4円を32分割

図 3.4.10 円孔モデルの一例

解析結果の一例を図 3.4.11 に、1/4 円あたりのメッシュ分割数と円孔壁の応力値の関係を図 3.4.12 に示す。メッシュが細かくなると、円孔壁の応力値は近似値にほぼ収束していくことが分かる。1/4 円を 10 分割したモデルでは近似値との差は 3%であり、14 分割以上であれば近似値との差は 1%以内となる。

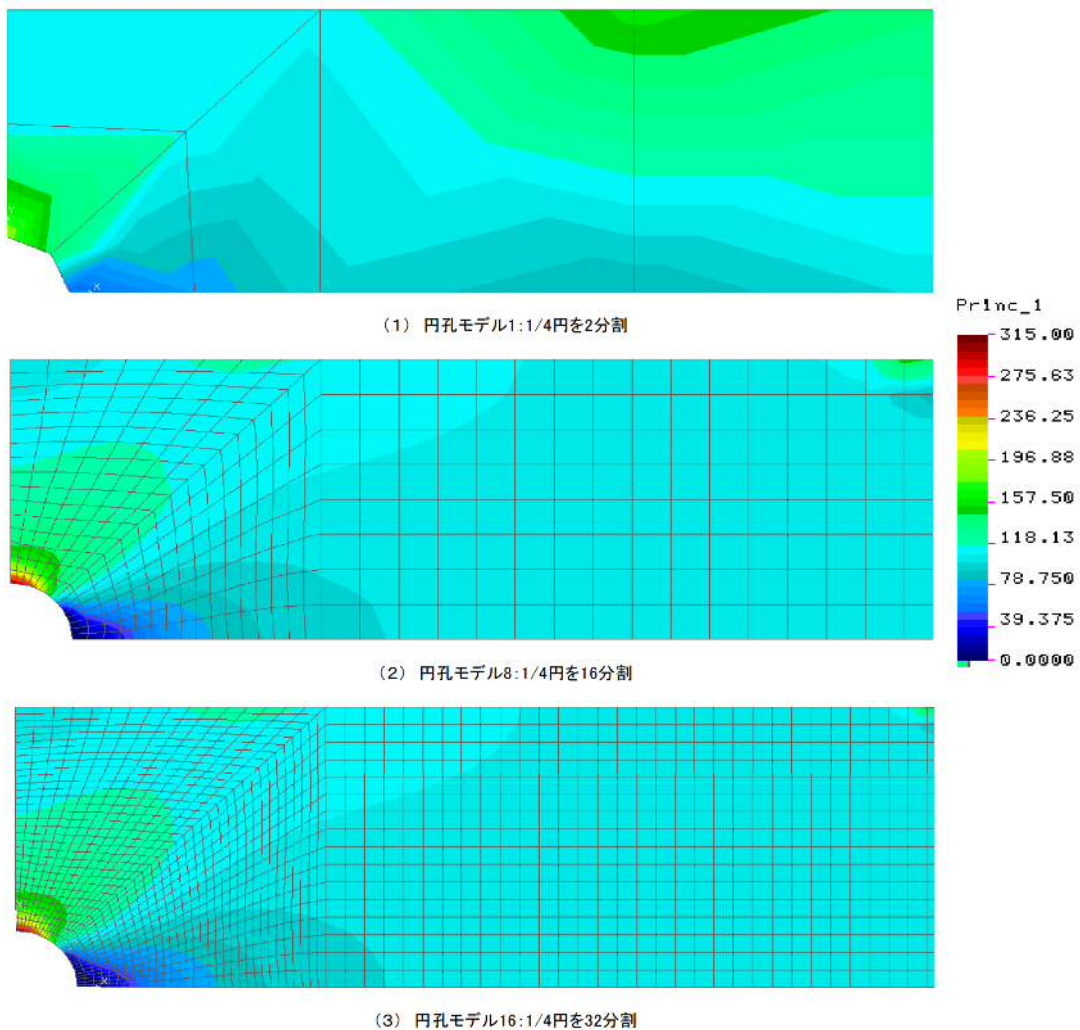


図 3.4.11 解析結果の一例

モデル名	1/4円あたりの要素分割数	①FEM 応力値 [N/mm ²]	比率 ①/②	②近似式による理論値 [N/mm ²]
円孔モデル1	2	181.76	0.579	314
円孔モデル2	4	247.62	0.789	
円孔モデル3	6	280.8	0.894	
円孔モデル4	8	296.43	0.944	
円孔モデル5	10	304.6	0.970	
円孔モデル6	12	309.17	0.985	
円孔モデル7	14	311.89	0.993	
円孔モデル8	16	313.62	0.999	
円孔モデル9	18	314.77	1.002	
円孔モデル10	20	315.56	1.005	
円孔モデル11	22	316.13	1.007	
円孔モデル12	24	316.54	1.008	
円孔モデル13	26	316.84	1.009	
円孔モデル14	28	317.07	1.010	
円孔モデル15	30	317.24	1.010	
円孔モデル16	32	317.37	1.011	

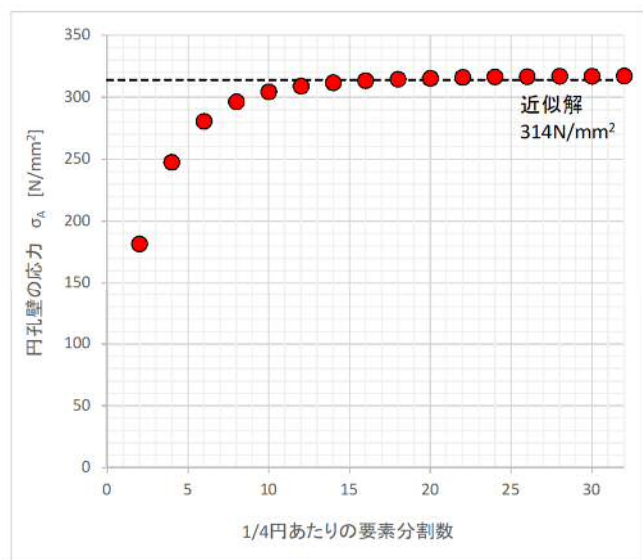


図 3.4.12 メッシュサイズと円孔壁の応力の関係

参考文献

- 文献 3.4.1 佐野正, 三浦尚: 鋼板接着によるコンクリート部材の補強設計法に関する研究, 土木学会論文集, No.550/V-33, pp.117-229, 1996.11
- 文献 3.4.2 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介, 張広鋒: AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の破壊挙動に関する非線形数値解析, 応用力学論文集, Vol.4, pp.333-344, 2001.8
- 文献 3.4.3 杉山裕樹, 森川英典: 付着破壊特性を考慮した連続繊維シート補強 RC はりの有限要素解析, 土木学会第 56 回年次学術講演会概要集, pp.1088-1089, 2001.10
- 文献 3.4.4 山田真司, 張広鋒, 岸徳光, 三上浩: 繊維強化方向の異なる側面接着シートを有する AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊挙動に関する数値解析, 土木学会第 60 回年次学術講演会概要集, pp.1031-1032, 2005.9
- 文献 3.4.5 内田雅俊, 岸徳光, 張広鋒, 三上浩: FRP シート下面接着 RC 版の耐荷性状に関する数値解析的検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, pp.1435-1440, 2006
- 文献 3.4.6 山田稔, 白石康隆, 長嶋文雄: 炭素繊維補強における接着面のせん断破壊応力に関する検討, 土木学会第 63 回年次学術講演会概要集, pp.909-910, 2008.9
- 文献 3.4.7 杉浦江, 小林朗, 大垣賀津雄, 稲葉尚文, 富田芳男, 長井正嗣: 鋼部材腐食損傷部の補修における炭素繊維シート接着方法に関する解析的研究, 土木学会論文集 A, Vol.64A, No.4, pp.806-813, 2008.11
- 文献 3.4.8 中村一史, 姜威, 前田研一, 鈴木博之, 入部孝夫, 福田欣弘: CFRP 板接着により補修された面外ガセット溶接継手部き裂の疲労寿命予測, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.842-851, 2011.3
- 文献 3.4.9 氏家友哉, 岸徳光, 三上浩, 小室雅人: AFRP シート緊張接着 RC 梁の耐荷挙動に関する数値解析的研究, 土木学会第 66 回年次学術講演会概要集, pp.339-340, 2011.9
- 文献 3.4.10 石川敏之, 富田貴大, 服部篤史, 河野広隆, 長尾隆史, 小林朗: CFRP 板が片面に接着された鋼部材に生じる熱応力の低減, 土木学会論文集 A2, Vol.68, No.2, pp.1703-1714, 2012
- 文献 3.4.11 宮下剛, 石川敏之: 多層の CFRP 板が積層された曲げを受ける鋼部材の応力解析, 土木学会論文集 A1, Vol.69, No.1, pp.26-39, 2013
- 文献 3.4.12 複合構造委員会・FRP と鋼の接合方法に関する調査研究小委員会: FRP 部材の接合および鋼と FRP の接着接合に関する先端技術, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No.5, pp. II 120- II 133, 2014
- 文献 3.4.13 臼井瑛人, 北根安雄, 石川敏之, 伊藤義人: 軸力が作用する CFRP 接着補修鋼板に対する CFRP 板のせん断変形を考慮した理論解析, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.798-807, 2015.3
- 文献 3.4.14 中村一史, 手塚渉太, タイウィサル: CFRP 板と鋼板の接着接合部の疲労耐久性評価, 構造工学論文集, Vol.62A, pp.906-914, 2016.3
- 文献 3.4.15 西田正孝: 応力集中, 森北出版株式会社, 1967.8