

論文 鉄骨区間と鉄筋コンクリート区間の境界に鋼製プレートを有する埋込み形式の複合構造梁の部材剛性評価手法の拡張

中田 寛二^{*1}・佐藤 良介^{*2}・小澤 潤治^{*3}

要旨：本論文は、既に実験的に構造性能が明らかにされている「鉄骨区間と鉄筋コンクリート区間の境界に鋼製プレートを有し、これが鉄筋コンクリート区間主筋とナットによって緊結された埋込み形式の複合構造梁」の部材剛性評価手法を提案・定式化するものである。本論文では、既にその妥当性が示されている「S造根巻き柱脚の寄り掛かりモデルに立脚した評価手法」を、前報の実験結果より想定される本複合構造梁の「鉄筋コンクリート区間と鉄骨部材の一体性」を反映させた評価手法へと拡張することを試みる。また併せて、実験値との対応を見ることで本評価手法の妥当性についても論及している。

キーワード：複合構造梁, 寄り掛かりモデル, 部材剛性評価

1. はじめに

筆者らはこれまで、材端部鉄筋コンクリート（以下、RC）造、中央部鉄骨（以下、S）造で構成される埋込み形式の複合構造梁における接合部を合理的に構築することを目的として、「S区間とRC区間の境界に鋼製プレート（以下、境界プレート）を設け、これをRC区間の主筋とナットにより締結する方法」を提案し、その有効性を実験的に明らかにしてきた¹⁾²⁾。筆者らが提案するこの複合構造梁は、境界プレートとS部材の溶接の有無によって「溶接タイプ¹⁾」と「無溶接タイプ²⁾」に大別される。両者は境界プレートがRC区間主筋とナット接合されている点を共通の仕様としているが、溶接タイプ¹⁾はさらに、溶接によってプレートとS部材が力学的に一体化されている点に特徴を有しており、文献1)において、「境界プレートの導入とそのS部材との溶接によって、プレートの無い埋込み形式の複合構造梁^{例えば3)}がせん断破壊に至る条件下でもそれを回避できる」との実験結果をしてその有用性が示されている。一方で無溶接タイプ²⁾は、溶接を排すことで境界プレートとS部材の力学的な一体性を解放するものであるが、前報²⁾では「S部材との溶接が無くても、境界プレートが一定の導入効果を保持するため、埋込み形式の複合構造梁としての機能も十分に確保される」との実験結果が得られている。

しかしながら、これら境界プレートを有する埋込み形式の複合構造梁については、その構造性能こそ実験的に明らかにされているものの、実用化に向けての課題が全て解決を見ている状態には無く、現状においては、その課題の一つである「部材剛性評価手法」に関する試行的な提案が、溶接タイプについてのみなされるにとどまっている⁴⁾。既報⁴⁾で展開したこの評価手法は、埋込み形式の複合構造梁と類似した構造を持つS根巻き柱脚の寄

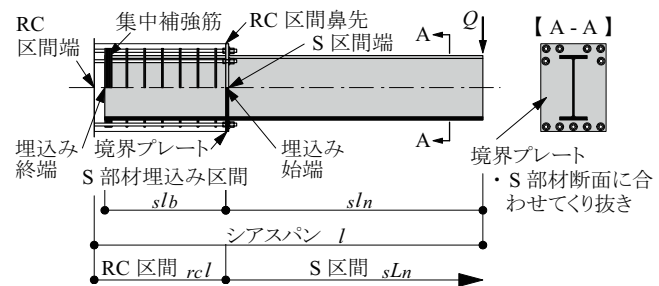


図-1 本複合構造梁の接合部近傍

り掛かりモデル⁵⁾を起点に、汎用一貫構造設計プログラム（以後、汎用プログラム）を用いた設計実務との親和性を意図した評価モデルに溶接タイプを置換した上で、その骨格曲線の非線形域までの評価を試みるものであり、計算値と実験値との対応から相応の妥当性を有するものと考えられる。その一方で、無溶接タイプの複合構造梁はその構法としての有用性を実験的に示すに留まっており²⁾、部材剛性を評価することも叶わないのが現状である。

以上のような現状を踏まえ、本論文では、境界プレートを有する複合構造梁の実用化をプレートとS部材の溶接の有無を考慮して総合的に進めることを意図して、既報⁴⁾で展開した溶接タイプの複合構造梁の部材剛性評価手法を、無溶接タイプの複合構造梁（以下、本複合構造梁）の部材剛性評価手法にまで拡張することを試み、前報²⁾の実験結果と本拡張手法に基づく計算値との比較より、その妥当性について若干の検討を加える。

2. 本複合構造梁の構成

図-1に前報²⁾にて提案した本複合構造梁の接合部近傍を示す。本複合構造梁は、S区間とRC区間の境界にS部材断面形状に合わせてくり抜かれた鋼製プレートを有し、これがRC区間主筋とナット接合されている。同様に主筋とナット接合されたプレートを有する点を共通仕様

*1 東急建設（株） 技術研究所 修士（工学）（正会員）

*2 東急建設（株） 技術研究所 博士（工学）（正会員）

*3 東急建設（株） 技術研究所 工修

とする溶接タイプ¹⁾との相違は境界プレートとS部材の溶接の有無である。本論文では本複合構造梁の各位置の名称について、RC区間小口位置を「RC区間鼻先」、RC区間の柱フェイス位置を「RC区間端」、RC区間とS区間の境界位置を「S区間端」と呼称する。また、S部材がRC区間に埋込まれている部位のうち、RC区間鼻先側を「始端」、RC区間端側を「終端」と呼ぶこととする。さらに、以降、本複合構造梁の材軸方向に沿って、「原点をRC区間鼻先に有しRC区間終端に向かって伸びる方向を正とする局部座標」を x 軸と定義する。加えて、コンクリートとS部材の弾性係数を ${}_cE$ 、 ${}_sE$ と、RC区間とS部材の断面二次モーメントを ${}_cI_e$ 、 ${}_sI$ と表現する。なお、 ${}_cI_e$ は有筋の場合の等価断面二次モーメント⁶⁾であり、S部材による断面欠損を特に考慮せず求められるものとする。

3. 部材剛性評価手法の拡張

埋込み形式の複合構造梁の部材剛性評価の類例は少なく、筆者らの知る限り現状では境界プレートの無いものを対象とした例³⁾と、境界プレートを有するものを対象とした例⁴⁾の僅か2例のみである。本論文は、無溶接タイプの部材剛性評価手法の確立を目的としているが、「境界プレートを有する複合構造梁を溶接の有無を考慮して総合的に評価する」ことを意図して、既報⁴⁾で展開した溶接タイプの評価手法を踏襲し、その拡張を試みる。

3.1 評価モデル

本論文では、拡張後も、既報⁴⁾の評価手法に設定された「汎用プログラムを用いた設計実務の円滑化」を帰着点としたスタイルの保持を試みる。そのためのアプローチとして、まずは埋込み形式の複合構造梁を、一般的な汎用プログラムの入力方式との親和性に長ける形態を有する評価モデル⁴⁾へと置換することを前提とする。具体的には、図-2上段に示すように、RC区間をRC造梁として、S区間をS造梁と解釈した上で、両者を曲げバネで結合させたモデルによる評価へと帰着させることとする。同図-2下段は、この評価モデルの自由端の先端にせん断力 Q が作用した場合の曲げモーメント分布 $M(x)$ である。

3.2 埋込み形式の複合構造梁の寄り掛かりモデル化と溶接の有無の反映方法

先述のように、本評価手法は最終的には埋込み形式の複合構造梁を図-2の評価モデルに置換して汎用プログラムを利用した構造設計へと帰着させることを目的としているが、そのモデル化の立脚点として、S造根巻き柱脚の寄り掛かりモデル⁵⁾を採用する。図-3は寄り掛かりモデルに準じてモデル化された「自由端に集中荷重 Q を受ける片持ち形式の本複合構造梁」の模式図である。この図は「S部材がRCへの埋込み区間内において、その始端($x=0$)と終端($x={}_s l_b$)においてピンを介してRC区

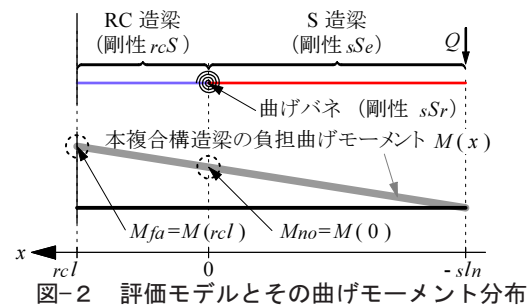


図-2 評価モデルとその曲げモーメント分布

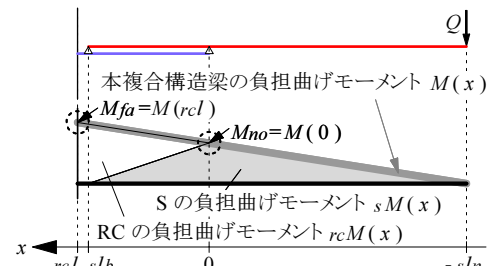
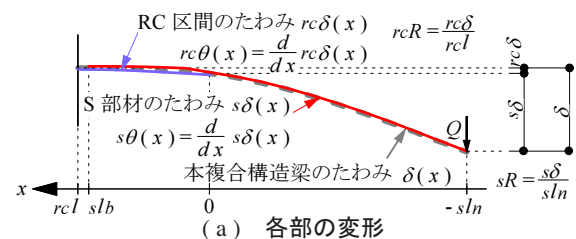
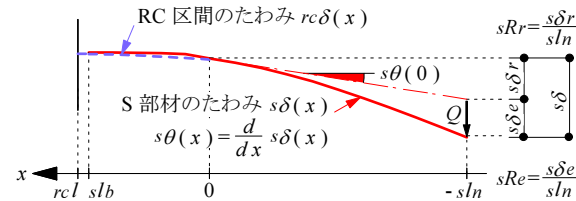


図-3 寄り掛かりモデルとその曲げモーメント分布



(a) 各部の変形



(b) S部材の変形詳細

図-4 寄り掛かりモデルに生じる変形

間と接合されている」と解釈するものであり、図-1の本複合構造梁を寄り掛かりモデルとして表現したものである。同図-3下段は寄り掛かりモデルの先端に集中荷重 Q が作用した場合の曲げモーメント分布を表しており、この分布は文献7)が埋込み形式の複合構造梁に生じるそれとして示すものと合致するものである。詳しくは後述するが、本論文では既報⁴⁾同様、この寄り掛かりモデルに生じる変形をもとに部材剛性評価手法を構築していくが、その過程において必要となるRC区間とS部材の連続条件として、既報⁴⁾にて溶接タイプではS部材の埋込み始端($x=0$)のピンに仮定していたものを、本複合構造梁では埋込み終端($x={}_s l_b$)のピンに仮定することによって、「S部材と境界プレートの溶接の有無の表現」を試みる。

3.3 部材弾性剛性

(1) 寄り掛かりモデルに立脚した本複合構造梁の変形

まずはじめに、自由端に集中荷重 Q が作用したときの本複合構造梁のたわみ曲線 $\delta(x)$ および自由端におけるたわみ $\delta=\delta(-{}_s l_n)$ を、図-4(a)に示すように寄り掛かりモデルに準じて導出する。

本複合構造梁のたわみ曲線 $\delta(x)$ は、溶接タイプと同様、図-4(a) に示すように、RC 区間のたわみ曲線 ${}_{rc}\delta(x)$ と S 部材のたわみ曲線 ${}_s\delta(x)$ とからなり、以下の式 (1) として書き表すことができることとする。

$$\delta(x) = \begin{cases} {}_{rc}\delta(x) & 0 \leq x \leq {}_{rc}l \\ {}_s\delta(x) & -{}_sl_n \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (1)$$

また、これらのたわみ曲線 $\delta(x)$ 、 ${}_{rc}\delta(x)$ 、 ${}_s\delta(x)$ を微分して得られる導関数を、それぞれのたわみ角 $\theta(x)$ 、 ${}_{rc}\theta(x)$ 、 ${}_s\theta(x)$ と定義する。さらに、本複合構造梁のたわみ δ を構成する S 区間の変形量 ${}_s\delta (= \delta(-{}_sl_n) - \delta(0))$ は、図-4(b) に示すように、「S 部材の剛体回転による変形 ${}_s\delta_r$ 」と「S 部材の弾性変形によるたわみ ${}_s\delta_e$ 」とに分解できるとされている³⁾。ここに、 ${}_s\delta_r$ は RC 区間鼻先となる $x=0$ における S 部材のたわみ角 ${}_s\theta(0)$ を用いて式 (2) として表現でき、 ${}_s\delta_e$ は初等梁理論により式 (3) で表すことができる。

$${}_s\delta_r = {}_s\theta(0) \times {}_sl_n \quad (2)$$

$${}_s\delta_e = \frac{{}_sl_n^3}{3{}_sE{}_sI} \times Q \quad (3)$$

(2) RC 区間の変形

図-4(a) 中の寄り掛かりモデルにおいて、RC 区間に作用している力ならびにこれに伴うたわみ曲線 ${}_{rc}\delta(x)$ およびその負担曲げモーメントの分布 ${}_{rc}M(x)$ を詳細に示すと図-5 のようになる。図-5 の応力条件の下、これを初等梁として解くと ${}_{rc}\delta(x)$ として式 (4) が得られる。

$${}_{rc}\delta(x) = \begin{cases} \frac{Q}{6{}_cE{}_rcI_e} [x^3 + 3{}_sl_nx^2 - 3({}_{rc}l^2 + 2{}_rcl{}_sl_n) x + 2{}_rc l^3 + 3{}_rc l^2{}_sl_n] & {}_sl_b \leq x \leq {}_{rc}l \\ \frac{Q}{6{}_cE{}_rcI_e} \left[\left(1 + \frac{{}_sl_n}{{}_sl_b}\right) x^3 - 3({}_{rc}l^2 + 2{}_rc l{}_sl_n - {}_sl_b{}_sl_n) x + 2{}_rc l^3 + 3{}_rc l^2{}_sl_n - {}_sl_b^2{}_sl_n \right] & 0 \leq x \leq {}_sl_b \end{cases} \quad (4)$$

また、その導関数であるたわみ角 ${}_{rc}\theta(x)$ は次の式 (5) のように表すことができる。

$${}_{rc}\theta(x) = \begin{cases} \frac{Q}{2{}_cE{}_rcI_e} [x^2 + 2{}_sl_nx - {}_{rc}l^2 - 2{}_rc l{}_sl_n] & {}_sl_b \leq x \leq {}_{rc}l \\ \frac{Q}{2{}_cE{}_rcI_e} \left[\left(1 + \frac{{}_sl_n}{{}_sl_b}\right) x^2 - {}_{rc}l^2 - 2{}_rc l{}_sl_n + {}_sl_b{}_sl_n \right] & 0 \leq x \leq {}_sl_b \end{cases} \quad (5)$$

ここで、式 (4) が先の式 (1) の第一式に相当する。また、この式 (4) より「自由端に作用する集中荷重 Q と RC 区間鼻先におけるたわみ $\delta = {}_{rc}\delta(0)$ の関係」を次の式 (6) として表すことができる。

$$Q = \frac{6{}_cE{}_rcI_e}{2{}_rc l^3 + 3{}_rc l^2{}_sl_n - {}_sl_b^2{}_sl_n} {}_{rc}\delta \quad (6)$$

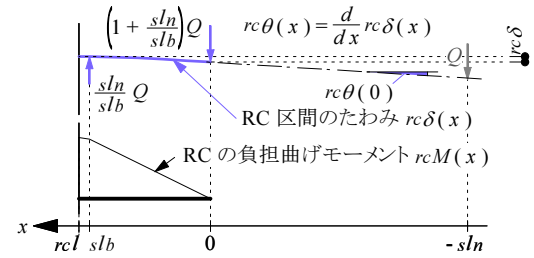


図-5 RC 区間の変形と曲げモーメント分布

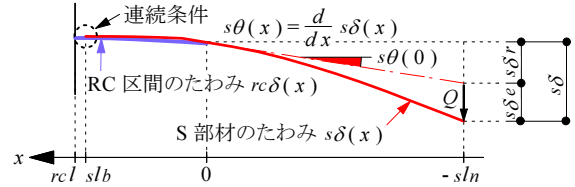


図-6 RC 区間と S 部材の連続条件

(3) S 部材の変形

続いて、RC 区間とピンを介して接合される S 部材のたわみ曲線 ${}_s\delta(x)$ を求める。図-6 は本複合構造梁に想定する RC 区間と S 部材の連続条件である。溶接タイプでは境界プレートと S 部材の溶接により、RC 区間と S 部材が RC 区間鼻先位置で一体挙動すると考え、 $x=0$ のピンで連続条件を仮定していた⁴⁾が、本複合構造梁では溶接を排したため溶接タイプと同位置での連続条件は仮定できない。したがって本複合構造梁では、図-6 に示すように S 部材埋込み終端位置 ($x = {}_sl_b$) のピンに連続条件を仮定することとする。本仮定は、前報²⁾における「せん断力-部材変形角関係に RC 区間からの S 部材の抜出しの影響が特に見受けられなかった」ことから推測できる「埋込み終端位置 ($x = {}_sl_b$) において RC 区間と S 部材が一体挙動する」との想定と合致すると考えられる。以上の仮定を基にすると、S 部材のたわみ曲線 ${}_s\delta(x)$ とその導関数である ${}_s\theta(x)$ は ${}_s\delta({}_sl_b) = {}_{rc}\delta({}_sl_b)$ および ${}_s\theta({}_sl_b) = {}_{rc}\theta({}_sl_b)$ を初期条件とした初等梁によって求めることができ、それぞれを以下の式 (7) と式 (8) として表すことができる。

$${}_s\delta(x) = \begin{cases} \frac{Q}{6{}_sE{}_sI} \left[-\frac{{}_sl_n}{{}_sl_b} x^3 + 3{}_sl_nx^2 - \frac{3{}_sE{}_sI}{{}_cE{}_rcI_e} ({}_{rc}l^2 + 2{}_rc l{}_sl_n - {}_sl_b^2) x - 2{}_sl_b{}_sl_n + \frac{{}_cE{}_rcI_e}{{}_sE{}_sI} {}_sl_b{}_sl_n \right] & 0 \leq x \leq {}_sl_b \\ \frac{Q}{6{}_sE{}_sI} \left[x^3 + 3{}_sl_nx^2 - \frac{3{}_sE{}_sI}{{}_cE{}_rcI_e} ({}_{rc}l^2 + 2{}_rc l{}_sl_n - {}_sl_b^2) x - 2{}_sl_b{}_sl_n + \frac{{}_cE{}_rcI_e}{{}_sE{}_sI} {}_sl_b{}_sl_n \right] & -{}_sl_n \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (7)$$

$${}_s\theta(x) = \begin{cases} \frac{Q}{2 {}_sE {}_sI} \left[-\frac{{}_sl_n x^2}{{}_sl_b} + 2 {}_sl_n x \right. \\ \left. - \frac{{}_sE {}_sI}{cE {}_rcI_e} ({}_rc l^2 + 2 {}_rc l {}_sl_n - {}_sl_b^2 \right. \\ \left. - 2 {}_sl_b {}_sl_n + \frac{cE {}_rcI_e}{{}_sE {}_sI} {}_sl_b {}_sl_n \right) \Big] \\ 0 \leq x \leq {}_sl_b \\ \frac{Q}{2 {}_sE {}_sI} \left[x^2 + 2 {}_sl_n x \right. \\ \left. - \frac{{}_sE {}_sI}{cE {}_rcI_e} ({}_rc l^2 + 2 {}_rc l {}_sl_n - {}_sl_b^2 \right. \\ \left. - 2 {}_sl_b {}_sl_n + \frac{cE {}_rcI_e}{{}_sE {}_sI} {}_sl_b {}_sl_n \right) \Big] \\ - {}_sl_n \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (8)$$

ここで、式(7)の第二式が式(1)の第二式に相当する。すなわち、式(7)に $x = -{}_sl_n$ を代入することで得られるたわみ ${}_s\delta(-{}_sl_n)$ が本複合構造梁の自由端におけるたわみ $\delta = {}_s\delta(-{}_sl_n)$ となる。そしてこの値から ${}_rc\delta = {}_rc\delta(0)$ を減じた値が図-4(b)に示した ${}_s\delta$ となる。また ${}_s\delta(-{}_sl_n)$ は式(8)より得られる ${}_s\theta(0)$ を式(2)に代入することで導かれる剛体回転による成分 ${}_s\delta_r$ を ${}_rc\delta$ と ${}_s\delta_e$ に加えても算定することができる。このときに必要となる「自由端に作用する集中荷重 Q とS部材の剛体回転によるS区間の変形 ${}_s\delta_r$ 」と「自由端に作用する集中荷重 Q とS部材の弾性変形 ${}_s\delta_e$ 」の関係は、次の式(9)および式(10)のようになる。

$$Q = \frac{2 cE {}_rcI_e {}_sE {}_sI}{{}_rc l^2 {}_sl_n + 2 {}_rc l {}_sl_n^2 - {}_sl_b^2 {}_sl_n - 2 {}_sl_b {}_sl_n^2} {}_s\delta_r \quad (9)$$

$$Q = \frac{3 {}_sE {}_sI}{{}_sl_n^3} {}_s\delta_e \quad (10)$$

以上のように、自由端に集中荷重 Q が作用する本複合構造梁のたわみ δ は式(6)、式(9)および式(10)を重ね合わせることで、 $\delta = {}_rc\delta + {}_s\delta_r + {}_s\delta_e$ として表現できる。

(4) 評価モデルへの置換

前項で展開してきた「自由端に作用する集中荷重 Q と複合構造梁のたわみを構成する各変形成分の関係」すなわち「力と変形の関係」を汎用プログラムへの親和性に優れた形態とするため、「負担モーメントと部材変形角の関係」へと置換する。

まず、「負担曲げモーメントと部材変形角の関係」は次の式(11)のように表すことができる⁴⁾。

$$\begin{cases} M_{fa} = {}_rcS {}_rcR \Leftrightarrow Q ({}_rc l + {}_sl_n) = {}_rcS \frac{{}_rc\delta}{{}_rc l} \\ M_{no} = {}_sS_r {}_sR_r \Leftrightarrow Q {}_sl_n = {}_sS_r \frac{{}_s\delta_r}{{}_sl_n} \\ M_{no} = {}_sS_e {}_sR_e \Leftrightarrow Q {}_sl_n = {}_sS_e \frac{{}_s\delta_e}{{}_sl_n} \end{cases} \quad (11)$$

ここで、 ${}_rcS$ 、 ${}_sS_r$ 、 ${}_sS_e$ は順にRC区間、S部材の剛体回転分、S部材の部材弾性剛性を、 R は部材変形角を表しておりそれぞれ ${}_rc\delta$ 、 ${}_s\delta_r$ 、 ${}_s\delta_e$ を関連する区間の長さで除して、 ${}_rcR = {}_rc\delta / {}_rc l$ 、 ${}_sR_r = {}_s\delta_r / {}_sl_n$ 、 ${}_sR_e = {}_s\delta_e / {}_sl_n$ と定義している。なお、式(11)の第一式の M_{fa} はRC区間端の曲げモーメント、第二、第三式の M_{no} はRC区間鼻先位置の曲げモー

メントであり、それぞれS部材の剛体回転成分、S部材の弾性変形成分の負担曲げモーメントを意味する。

続いて、「力と変形の関係」を表す式(6)、式(9)および式(10)を式(11)に合わせると、式(11)中の ${}_rcS$ 、 ${}_sS_r$ 、 ${}_sS_e$ はそれぞれ式(12)～式(14)として表現できる。

$${}_rcS = \frac{6 cE {}_rcI_e ({}_rc l + {}_sl_n) {}_rc l}{2 {}_rc l^3 + 3 {}_rc l^2 {}_sl_n - {}_sl_b^2 {}_sl_n} \quad (12)$$

$${}_sS_r = \frac{\frac{2 cE {}_rcI_e {}_sE {}_sI {}_sl_n}{{}_rc l^2 + 2 {}_rc l {}_sl_n - {}_sl_b^2 - 2 {}_sl_b {}_sl_n}}{\frac{cE {}_rcI_e {}_sl_b {}_sl_n}{{}_rc l^2 + 2 {}_rc l {}_sl_n - {}_sl_b^2 - 2 {}_sl_b {}_sl_n} + {}_sE {}_sI} \quad (13)$$

$${}_sS_e = \frac{3 {}_sE {}_sI}{{}_sl_n} \quad (14)$$

本複合構造梁の部材弾性剛性は、「図-5のような応力条件下にある長さ ${}_rc l$ のRC造片持ち梁」と解釈した場合の弾性解に基づく部材弾性剛性 ${}_rcS$ 、「自由端に集中荷重 Q が作用する長さ ${}_sl_n$ のS造片持ち梁」と解釈した場合の弾性解に基づく部材弾性剛性 ${}_sS_e$ に加えて、式(11)の第二式より与えられる変形成分を付加的に考慮することで評価されるものであり、図-3上段に示した評価モデルは、この付加分を曲げバネと解釈してRC造梁とS造梁を結合したものに相当する。

このように、本複合構造梁の部材弾性剛性の導出方法を示してきたが、導出した部材弾性剛性 ${}_rcS$ 、 ${}_sS_r$ 、 ${}_sS_e$ の中で、溶接タイプとは曲げバネの部材弾性剛性 ${}_sS_r$ のみが異なる。このため、境界プレート有する埋込み形式の複合構造梁の設計においては、曲げバネの部材弾性剛性 ${}_sS_r$ を切り替えるだけで、溶接タイプと無溶接タイプの別が当該設計に及ぼす影響について容易に検討することができる。

3.4 非線形域の評価

本複合構造梁の部材剛性の非線形性を評価する場合も、溶接タイプと同様に自由端のたわみ $\delta = {}_rc\delta(-{}_sl_n)$ が図-5に示したRC区間のたわみ ${}_rc\delta$ 、S部材の剛体回転によるS区間の変形 ${}_s\delta_r$ 、S部材の弾性変形 ${}_s\delta_e$ を用いて $\delta = {}_rc\delta + {}_s\delta_r + {}_s\delta_e$ と表現できることを前提とする。すなわち、図-7に示すように各変形成分にそれぞれの状況に応じた非線形性を付加し、これらを足し合わせることで求められることとする。ただし、上記の式(12)～式(14)の通り、それぞれの非線形挙動の起点となる部材弾性剛性 ${}_rcS$ 、 ${}_sS_r$ 、 ${}_sS_e$ が「負担曲げモーメントと部材変形角の関係」で定式化されていることから、以降の記述も、図-7と等価な「負担曲げモーメントと部材変形角」の関係である図-8に基づいて展開する。

まず、RC造梁の部材剛性は図-8(b)に示すように、「曲げひび割れ発生点」および「曲げ降伏点」を特異点とするトリリニア型の剛性低下を呈するものとする。すなわち、その変形挙動を通常のRC造梁と同様に評価できるとして、図中の曲げひび割れモーメント ${}_rcM_c$ 、降伏モー

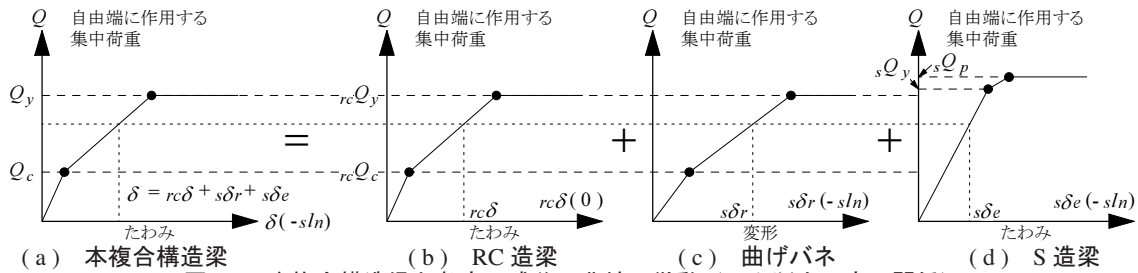


図-7 本複合構造梁と各変形成分の非線形挙動（せん断力-変形関係）

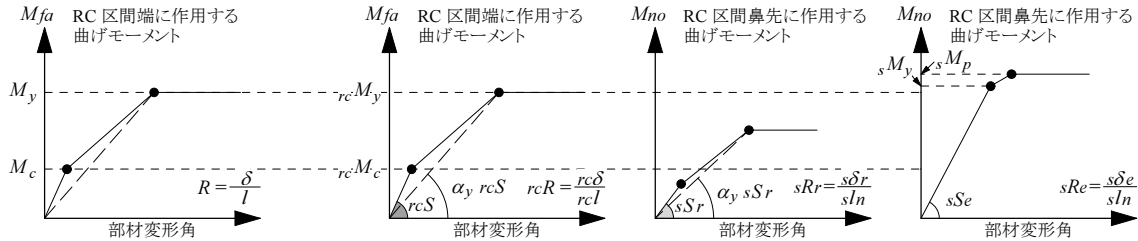


図-8 本複合構造梁と各変形成分の非線形挙動（曲げモーメント-部材変形角関係）

メント ${}_rcM_y$ 、および降伏点における剛性低下率 α_y はいずれも RC 規準⁶⁾の定める次の式 (15)～式 (17) によって求められるものとする。

$${}_rcM_c = 0.56 \sqrt{c\sigma_B} \times {}_rcZ_e \quad (15)$$

$${}_rcM_y = 0.9 a_t {}_r\sigma_y {}_rcd \quad (16)$$

$$\alpha_y = \left(0.043 + 1.64 n p_t + 0.043 \frac{a}{{}_rcD} \right) \left(\frac{{}_rcd}{{}_rcD} \right)^2 \quad (17)$$

ここに、 $c\sigma_B$ はコンクリートの材料強度、 ${}_rcZ_e$ は有筋の場合の断面係数、 a_t は引張鉄筋の断面積、 ${}_r\sigma_y$ は鉄筋の降伏強度、 ${}_rcd$ は RC 区間の有効せい、 n はコンクリートと鉄筋の弾性係数比、 p_t は RC 区間の引張鉄筋比、 ${}_rcD$ は RC 区間の梁せいである。 α_y の導出時に求められるシアスパン a は RC 区間の長さ ${}_rc l$ とする。

次に、曲げバネは図-8(c)に示すように、RC 造梁同様、曲げひび割れ点および曲げ降伏点を特異点としたトリリニア型の非線形性を示すものとする。これは、前報の実験では RC への埋込み部における S 部材の降伏が無かったことから、曲げバネの変形成分が RC 区間鼻先 ($x=0$) における S 部材の剛体回転角度 ${}_s\theta(0)$ に比例し、かつその ${}_s\theta(0)$ が RC 区間の変形との連続条件を起点に求められるためである。すなわち図-8(c)は「曲げバネとしての剛性低下が RC 造梁のそれに従属する」として、図-7(c)に示す「自由端に作用する力 Q と S 部材の剛体回転による S 区間の変形 ${}_s\delta_r$ の関係が、RC 造梁のそれと同期して挙動する」ように描かれた「曲げモーメントと部材回転角の関係」であり、RC 造梁の曲げひび割れモーメントおよび降伏モーメントに対応する点がそれぞれ、 ${}_rcM_c$ および ${}_rcM_y$ に (M_{no}/M_{fa}) を乗ずることで得られている。また、降伏点における剛性低下率は式 (17) による α_y を転用できるものとする。図-8(d)に示した S 造梁の骨格曲線は、「自由端に集中荷重が作用する長さ ${}_sl_n$ の S 造片持ち梁」の変形挙動と何ら変わるものは無い。

4. 実験値との対応による本評価手法の妥当性検証

本手法による骨格曲線と、前報²⁾の4試験体の構造実験の正方向処女載荷時包絡線の比較・検討に基づき、本部材剛性評価手法の妥当性に関する検証を行う。

表-1は本検証の対象となる前報²⁾の4試験体の諸元である。RC 区間の長さ ${}_rc l = {}_sl_b = 800\text{mm}$ の基準試験体 B-4 と他3試験体は、B-5にて「S 部材埋込み終端位置に設けられた S 部材の抜き出し防止用スチフナの有無」、B-8にて「RC 区間の長さ ${}_rc l$ の延伸」およびそれに伴う「S 部材埋込み長さ ${}_sl_b$ の増大」、B-9にて「RC 区間の長さ ${}_rc l$ の延伸」に相違点がある。「 ${}_rc l$ の延伸」が共通する B-8 と B-9 は、これに伴う「 ${}_sl_b$ の増大の有無」に差異を有する。すなわち、B-9 は B-4 と同一の ${}_sl_b$ を保ったまま ${}_rc l$ をのみを延伸させているため、 $({}_rc l - {}_sl_b) = 425\text{mm}$ の純粋な RC 断面の区間が存在している。ここに示した変動因子のうち計算値の支配因子となるのは、 ${}_rc l$ 、 ${}_sl_b$ および ${}_sl_n$ であり、構成式上に反映させる項が存在しないスチフナの有無が計算結果に反映されることはない。

図-9に各試験体の自由端に作用させた集中荷重 Q と RC 区間鼻先位置のたわみ ${}_rc\delta$ ならびに自由端のたわみ δ の関係について計算値と実験値の対応を示す。これらの図より、まず本手法による計算値は、本複合構造梁の RC 区間鼻先および自由端においてそのせん断力と変形の概形を比較的良好に捉えていることが確認できる。本論文では、S 部材の埋込み終端 ($x = {}_sl_b$) のピンに連続条件を仮定したが、ここに見た計算値と実験値の対応は、先述した「埋込終端 ($x = {}_sl_b$) において S 部材と RC 区間が一体挙動するという想定」の下に展開してきた本評価手法の妥当性を示すものであると考えることができる。

さらに、全ての試験体について計算値と実験値が良好な適合性の下にあることから、本手法に設定した支配因子と前報²⁾の実験に見る上掲変動因子との対応に立脚し

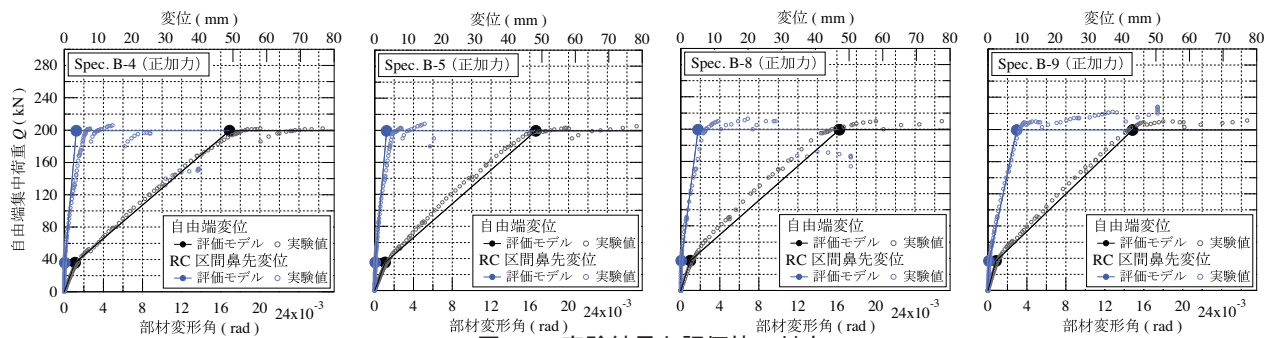


図-9 実験結果と評価値の対応

表-1 解析条件一覧

試験体名						
断面	RC 区間	断面外形 $B \times D$ (mm)	440 × 580			
		主筋上端1段目(SD490)	4 - D22			
		主筋上端2段目(SD490)	2 - D22			
		有効せい d (mm)	507			
		引張鉄筋比 p_t (%)	1.0			
		主筋下端(SD490)	5 - D22			
		有効せい d (mm)	532			
		引張鉄筋比 p_t (%)	0.83			
	S	断面二次モーメント I_x (m ⁴)	0.00956	0.00965	0.00948	0.00949
		断面形状 (mm)(D : 梁せい)	BH - 400 × 170 × 9 × 19			
鋼種		SN 490				
埋込み終端のスチフナ		無	有	無		
断面二次モーメント I_s (m ⁴)		0.00027				
シアスパン l (mm)		2,900				
せん断 (%)		埋込区間		0.58	0.36	0.58
補強筋比 p_w		一般RC部		-		0.21
RC区間長さ l_c (mm)		800		1,000	1,235	
S部材埋込み長さ l_b (mm)		800		1,000	800	
$l_c - l_b$ (mm)		0			425	
RC区間コンクリート強度 σ_B (N/mm ²)		37.0	34.5	39.4	38.9	
RC区間コンクリート弾性係数 E (N/mm ²)		22,200	21,300	23,000	22,900	
主筋降伏強度 σ_v (N/mm ²)		546				
主筋弾性係数 E (N/mm ²)		193,000				
フランジ降伏強度 σ_v (N/mm ²)		397				
フランジ弾性係数 E (N/mm ²)		212,000				

て、以下のような知見を導き出すことができる。

まず B-4 と B-5 に関して、本手法の構成式上に、実験上両者の間に見られる唯一の差である「スチフナの有無」が反映されることが無い中で、両者ともに計算値と実験値の適合性が良好であることから、逆説的に「スチフナの有無が実験値に及ぼす影響が微小であった」とも結論づけることができる。すなわち、本複合構造梁ではスチフナを設けて拔出し防止措置を講じなくとも境界プレートとの導入にそれと同様の効果があったことを、本結果から改めて推察することができる。次に、 l_c を延伸し、それに伴い l_b も長くなった B-8 の結果を見てみる。B-8 では B-4 よりも部材剛性が高いとの実験結果が得られたが、計算値はこの剛性の変化を良好に捉えている。同様に「剛性が高くなる」との結果が、同じく l_c を延伸させた B-9 でも得られており、計算値はこの傾向も適切に捕捉しているが、 $l_c = l_b$ となる B-8 とは異なり、B-9 では $l_c > l_b$ となって RC 区間に純粋な RC 断面の区間が存在している点には留意が必要である。本部材剛性評価手法にあって、この差異は式 (4) に示した $\delta(x)$ の場合分けに現れ、その結果が部材弾性剛性 $E_c S$ に反映されるが、B-8、B-9 ともに計算値の実験値との適合性が比較的良好である事実は、本手法が「RC 区間に埋込まれる S 部材の長さが部材剛性に与える影響」に対しても、適切な

評価を与えることを示唆しているものと考えられる。

5. まとめ

境界プレートと S 部材の溶接を排した埋込み形式の複合構造梁の部材剛性について、S 造根巻き柱脚の寄り掛かりモデルを起点として、非線形領域を含めて評価する手法を提案した。本手法は、寄り掛かりモデルにおいて、前報²⁾の実験結果から想定される「埋込み終端位置における S 部材と RC 区間の一体性」を反映させた部材剛性を定式化するものであるが、計算値と実験値の良好な適合性から相応の妥当性を有していると考えられる。

参考文献

- 1) 佐藤良介，小澤潤治，阪井由尚：材端部鉄筋コンクリート造中央部鉄骨造で構成された埋込み形式の複合構造梁の構造性能，コンクリート工学年次論文集，Vol.34，No.2，pp.1171-1176，2012
- 2) 中田寛二，佐藤良介，小澤潤治，古川雄太：中央部鉄骨造の材端部鉄筋コンクリート造への埋込み始端に鋼製プレートを有する複合構造梁の構造性能，コンクリート工学年次論文集 Vol.35，No.2，pp.1207-1212，2013
- 3) 鈴木英之，西原寛：材端部 RC 造中央部鉄骨造で構成される複合構造梁のせん断耐力と変形性能，日本建築学会構造系論文集，Vol.73，No.631，pp.1673-1680，2008.9
- 4) 佐藤良介，小澤潤治，阪井由尚，中田寛二：鉄骨部材と溶接された鋼製プレートで鉄筋コンクリート区間を強化した埋込形式の複合構造梁の部材剛性の評価手法，コンクリート工学年次論文集 Vol.35，No.2，pp.1153-1158，2013
- 5) 平野道勝，伊藤倫雄，穂積秀雄：角形鋼管の根巻き柱脚に関する実験（その 5），日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），pp.891-892，1986.8
- 6) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説，2010
- 7) 日本建築学会：鋼コンクリート構造接合部の応力伝達と抵抗機構，2011.2