

# 厚肉箱形断面部材を用いたノンダイアフラム形式柱梁接合部の繰返し載荷実験

正会員 ○椎葉 弘明\*<sup>1</sup> 同 聲高 裕治\*<sup>2</sup> 同 佐藤 由悟\*<sup>3</sup>

## 2. 構造 - 10. 鉄骨構造

柱梁接合部, ノンダイアフラム形式, 面外変形, 載荷実験, 有限要素法解析

### 1. はじめに

中低層鋼構造骨組の柱梁接合部には一般に通しダイアフラム形式が用いられる。通しダイアフラム形式は溶接箇所が多く、柱の左右で梁せいが異なる場合は、図 1 に示すように内ダイアフラムを設けるなどの措置が必要になる。本研究は、2つの厚肉の溝形鋼を溶接接合して箱形断面を構成したノンダイアフラム形式柱梁接合部の開発の一環である<sup>1)</sup>。本報では、ノンダイアフラム形式の柱梁接合部の面外変形が接合部性能に及ぼす影響を、十字形部分架構の繰返し載荷実験と有限要素法解析によって確認する。

### 2. 実験方法

#### 2.1 試験体

試験体は表 1 に示す 6 体で、梁崩壊型を想定した試験体を B シリーズ、柱崩壊型を想定した試験体を

C シリーズと称す。また、通しダイアフラム形式を TD、ノンダイアフラム形式を ND と表す。ノンダイアフラム形式試験体では、厚肉箱形断面のシーム溶接を柱ウェブ面に設けることを基本とし、試験体 B-NDs ではシーム溶接を柱フランジ面に設けている。試験体 C-NDn は試験体 C-ND と同一形状とし、軸力を与えた試験体である。表中の  ${}_bM_p^*$ ,  ${}_cM_p^*$ ,  ${}_pM_p^*$  はそれぞれ梁, 柱, 接合部パネルの節点塑性モーメント和を表し、表 2 に示す鋼材の降伏点を用いて算出している。

#### 2.2 載荷方法

実験は、図 3 に示すように十字形架構の柱上端をピン・ローラー支持、下端をピン支持した上で、油圧ジャッキで梁端部に正負交番変位漸増繰返し載荷した。図 4 に示すように、層間変形角が 0.005rad、

表 2 使用鋼材の機械的性質\*

|      | 部材箇所     | 鋼種     | 板厚<br>(mm) | 降伏点<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | 引張強さ<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | 破断伸び<br>(%) |
|------|----------|--------|------------|-----------------------------|------------------------------|-------------|
| 梁崩壊型 | 梁フランジ    | SN400B | 12.88      | 296                         | 451                          | 28.3        |
|      | 梁ウェブ     |        | 8.00       | 332                         | 467                          | 27.6        |
|      | 柱        | BCR295 | 19.10      | 397                         | 452                          | 25.7        |
|      | パネル (TD) |        |            |                             |                              |             |
| 柱崩壊型 | パネル (ND) | SN490B | 28.64      | 354                         | 509                          | 29.3        |
|      | 梁フランジ    | SN490B | 16.80      | 390                         | 558                          | 21.6        |
|      | 梁ウェブ     |        | 10.86      | 415                         | 565                          | 24.9        |
|      | 柱        | BCR295 | 11.91      | 397                         | 455                          | 27.4        |
|      | パネル (TD) |        | 19.15      | 400                         | 413                          | 18.1        |
|      | パネル (ND) | SN490B | 28.12      | 368                         | 516                          | 29.2        |

※ 試験片は全て 1A 号による。

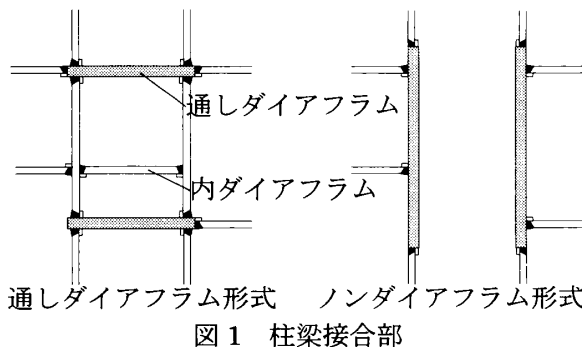


図 1 柱梁接合部

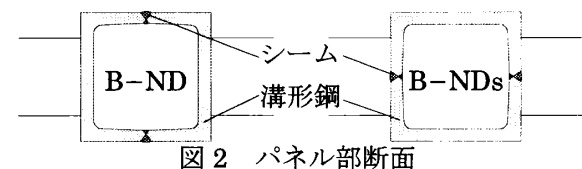


図 2 パネル部断面

表 1 試験体一覧

|      | 名称    | 梁断面                         | 柱断面                       | 接合部パネル断面              | 柱軸力比 | ${}_bM_p^* : {}_cM_p^* : {}_pM_p^*$ (kN・m) |
|------|-------|-----------------------------|---------------------------|-----------------------|------|--------------------------------------------|
| 梁崩壊型 | B-TD  | H-400×200×8×13<br>(SN400B)  | □ -300×300×19<br>(BCR295) | □ -300×300×19(BCR295) | 0    | 851 : 1905 : 1178                          |
|      | B-ND  |                             |                           | □ -300×300×29(SN490B) | 0    | 851 : 1905 : 1529                          |
|      | B-NDs |                             |                           | □ -300×300×29(SN490B) | 0    | 851 : 1905 : 1529                          |
| 柱崩壊型 | C-TD  | H-600×200×11×17<br>(SN490B) | □ -300×300×12<br>(BCR295) | □ -300×300×19(BCR295) | 0    | 2448 : 1401 : 1949                         |
|      | C-ND  |                             |                           | □ -300×300×29(SN490B) | 0    | 2448 : 1401 : 2563                         |
|      | C-NDn |                             |                           | □ -300×300×29(SN490B) | 0.2  | 2448 : 1322 : 2563                         |

A cyclic loading test of beam-to-column assembled heavy wall SHS without diaphragm

SHIIBA Hiroaki, KOETAKA Yuji, SATO Yugo

0.01rad, 0.02rad, 0.03rad, 0.04rad となるように各振幅 2 回ずつ载荷し, 終局状態が確認できない場合には, 0.05rad まで正側に载荷する. 軸力を与える試験体 C-NDn については, 柱上端に油圧ジャッキで一定軸力 (軸力比 0.2) を与えている.

### 3. 実験結果

#### 3.1 骨組全体の挙動

図 5 に各試験体の節点モーメント  $M^*$  - 層間変形角

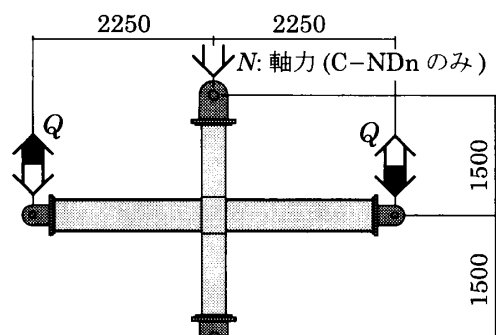


図 3 载荷方法 (単位 mm)

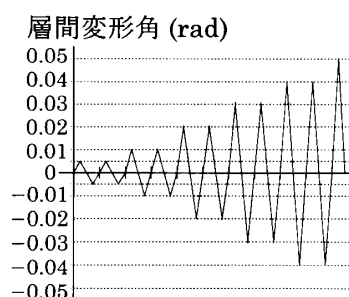


図 4 载荷履歴

$R$  関係を示す. 図中の○は最大耐力到達時を表しており, この時点まですべての試験体で安定した紡錘形の  $M^*-R$  関係が確認された. 最大耐力到達後, B シリーズ試験体は梁の局部座屈によって耐力が低下し, C シリーズ試験体は柱の局部座屈によって耐力が低下した. また, 表 3 に示すように, 通しダイアフラム形式とノンダイアフラム形式では骨組全体の弾性剛性, 最大耐力および最大耐力到達時の層間変形角  $R$  に大差は見られなかった. 表 3 中の  $\eta$  は終局時 (図 5 中の△) までの累積塑性変形倍率で, 通しダイアフラム形式よりもノンダイアフラム形式の方が  $\eta$  が大きいことがわかる.

骨組全体の層間変形角を図 6 の変形成分に分解し, 図 7 に各部材の変形の割合を C-TD と C-ND で比較して示す. 図 7 より, ノンダイアフラム形式では面外変形の割合が全体の 1 割程度を占めること, パネルの変形の割合が通しダイアフラム形式より小さ

表 3 実験結果一覧

| 試験体   | $K$<br>( $\text{kN}\cdot\text{m}/\text{rad}$ ) | $M_{\max}^*$<br>( $\text{kN}\cdot\text{m}$ ) | $M_{\max}^*$<br>到達時の $R$ | $M_{\min}^*$<br>( $\text{kN}\cdot\text{m}$ ) | $M_{\min}^*$<br>到達時の $R$ | 終局状態<br>到達時の $R$ | $\eta$ |
|-------|------------------------------------------------|----------------------------------------------|--------------------------|----------------------------------------------|--------------------------|------------------|--------|
| B-TD  | 75590                                          | 1158                                         | 0.04rad(+1)              | -1157                                        | 0.04rad(-1)              | 0.04rad(-2)      | 49     |
| B-ND  | 74113                                          | 1147                                         | 0.04rad(+2)              | -1146                                        | 0.04rad(-1)              | 0.05rad(+1)      | 57     |
| B-NDs | 73016                                          | 1135                                         | 0.04rad(+1)              | -1157                                        | 0.04rad(-1)              | 0.05rad(+1)      | 55     |
| C-TD  | 118216                                         | 1760                                         | 0.03rad(+1)              | -1712                                        | 0.03rad(-1)              | 0.04rad(-1)      | 39     |
| C-ND  | 118733                                         | 1703                                         | 0.03rad(+1)              | -1634                                        | 0.03rad(-1)              | 0.04rad(-1)      | 46     |
| C-NDn | 122469                                         | 1585                                         | 0.02rad(+2)              | -1559                                        | 0.02rad(-1)              | 0.03rad(+1)      | 16     |

$K$ : 弾性剛性,  $M_{\max}^*$ : 正側最大耐力,  $M_{\min}^*$ : 負側最大耐力,  $\eta$ : 終局状態の累積塑性変形倍率  
終局状態: 耐力が正側もしくは負側で先に最大耐力の 90% まで低下した時点.

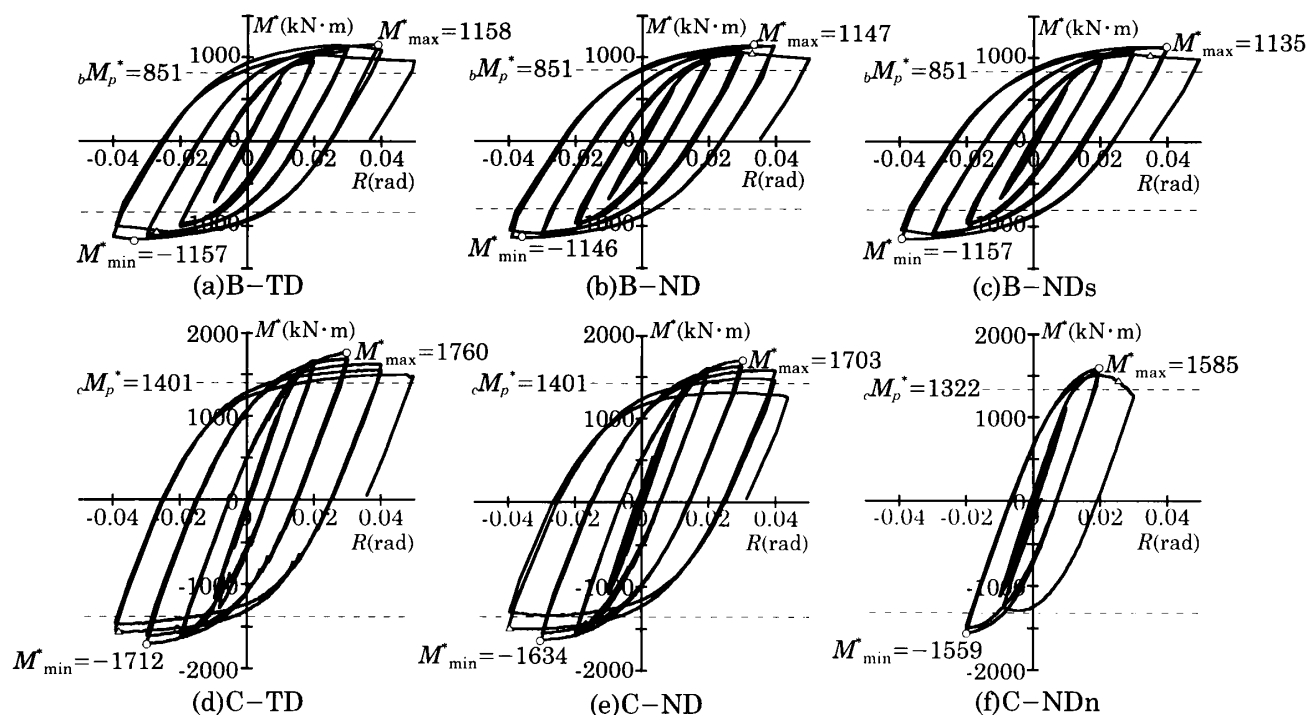


図 5 節点モーメント  $M^*$  - 層間変形角  $R$  関係

くなっていることがわかる。Bシリーズでも図7と同様の傾向が確認された。

### 3.2 接合部パネルの挙動

図8にC-TDとC-NDの節点モーメント $M^*$ —パネルせん断変形角 $\gamma$ 関係を示す。図8より、ノンダイアフラム形式では、パネル弾性剛性の実験値が計算値<sup>2)</sup>を大きく上回っていることがわかる。 $M^*$ — $\gamma$ 関係の接線剛性が弾性剛性の1/6まで低下した時点パネル全塑性耐力の実験値と仮定し、図9に、実験値と計算値の比較を示す。図9より、ノンダイアフラム形式では実験値が計算値<sup>2)</sup>を2～4割下回っており、この原因は、後述の有限要素法解析で検討する。

### 3.3 柱の挙動

図10にC-NDの柱の部材角 $\theta_c$ と柱フランジの面外変形による部材角 $\theta_f$ について、0.02rad1回目正側載荷の節点モーメント $M^*$ —部材角 $\theta$ 関係を示し、それぞれの全塑性耐力(接線剛性が弾性剛性の1/6まで低下した時点)を▲で併記する。図10より、ノンダイアフラム形式では柱と柱フランジ面外変形がほぼ同時に全塑性耐力に到達していることがわかる。図11に面外変形の全塑性耐力の実験値と計算値<sup>3)</sup>の比較を示す。図10, 図11より、柱フランジの面外変形の全塑性耐力は柱の塑性化の影響を受け、文献3)に基づいて計算した値より小さくなっていることがわかる。

図12に柱の全塑性耐力の実験値と計算値の比較を示す。図12のように、ノンダイアフラム形式では通しダイアフラム形式よりも柱曲げ耐力が4%程度小さくなっている。

## 4. 有限要素法解析

実験結果で指摘された接合部パネルの弾性剛性の上昇と全塑性耐力の低下および柱の曲げ耐力の低下の原因を調べるために、試験体C-TDとC-NDについて有限要素法解析を行った。

### 4.1 解析方法

解析には、非線形有限要素法解析プログラムABAQUS(Version6.10)を用いた。図13のように、接合部周辺を8節点ソリッド要素で、支持点近傍をワイヤー要素でモデル化し、対称性を考慮して梁ウェブ板厚の中央で2分割している。切断面の境界条件

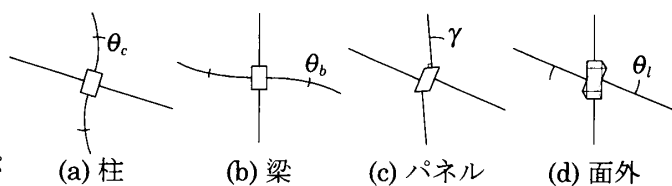


図6 骨組の各変形成分

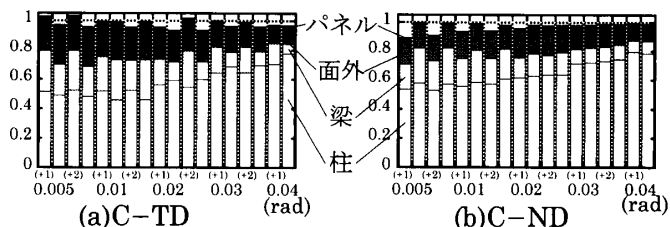


図7 各部材の変形割合

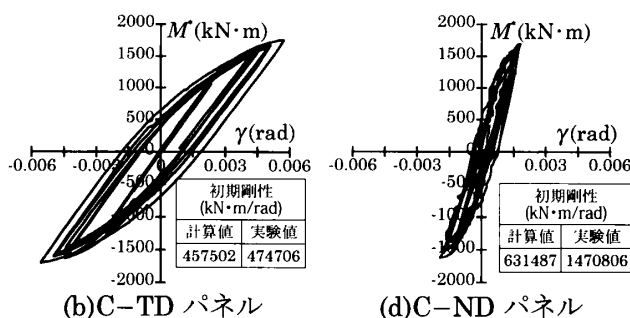


図8 節点モーメント $M^*$ —パネルせん断変形角 $\gamma$ 関係

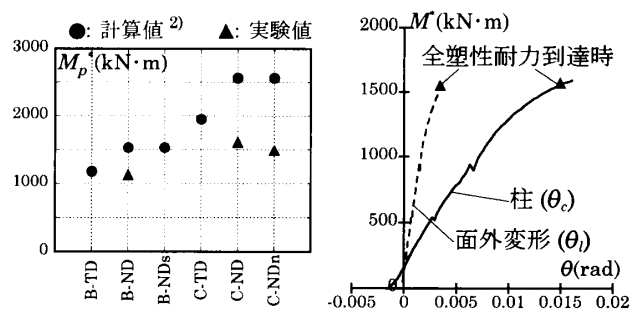


図9 パネル耐力の比較

図10  $M^*$ — $\theta$ 関係

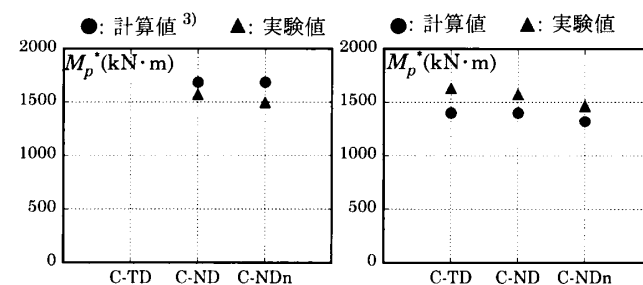


図11 面外曲げ耐力の比較 図12 柱曲げ耐力の比較

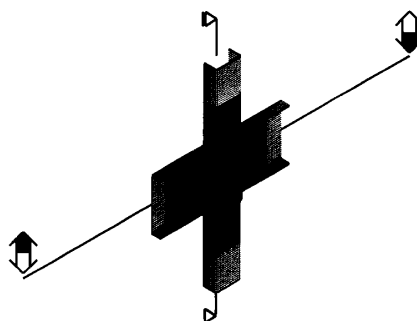


図13 解析モデル(C-ND)

は、面内の移動と回転のみを許容している。材料特性は *Mises* の降伏条件を、硬化則は移動硬化則と等方硬化則の組み合わせで与えている。図 14 に示すように、試験体全体の  $M^*-R$  関係は、解析結果の弾性剛性が実験結果を 6% 上まわっているが、接合部の挙動を定性的に評価する上で支障がないと判断した。

#### 4.2 接合部パネルのせん断力分布

図 15 に 0.02rad 正側載荷 1 回目終了時のパネル部のせん断力分布を示す。図 15 の横軸は、せん断応力にパネルの板厚を乗じて、パネル幅方向単位長さあたりのせん断力としたものである。図 15 より、パネル上下端でノンダイアフラム形式のせん断力が通しダイアフラム形式よりも小さくなっていることがわかる。これは、ノンダイアフラム形式の場合、柱フランジが面外に変形することで、梁フランジから伝わる応力がパネルウェブに分布荷重として作用し、せん断力に抵抗するパネル体積が減少したためであると考えられる。その結果、パネルのせん断変形が小さくなり、弾性剛性が上昇するとともに、全塑性耐力が低下したと考えられる。

#### 4.3 柱フランジ材軸方向引張応力

図 16 に 0.02rad 正側載荷 1 回目終了時における柱フランジの軸方向応力(板厚を要素で 3 分割している)を示す。図 16 より、ノンダイアフラム形式では、フランジ内側の引張応力が通しダイアフラム形式よりも 14% 程度小さくなっており、面外曲げの影響が確認される。以上より、実験では柱に面外曲げが作用することで、柱の耐力が低下したと考えられる。

### 5. まとめ

本研究では、十字形部分架構の繰返し載荷実験と有限要素法解析を行い、今回の対象範囲で以下の知見を得た。

- (1) 全ての試験体で想定した崩壊型を示し、骨組全体の挙動から、ノンダイアフラム形式は通しダイアフラム形式と同等の力学性能(弾性剛性、耐力、塑性変形能力)を有していることが確認された。
- (2) ノンダイアフラム形式の接合部パネルは、高さ方向に一樣のせん断力分布とならず、通しダイアフラ

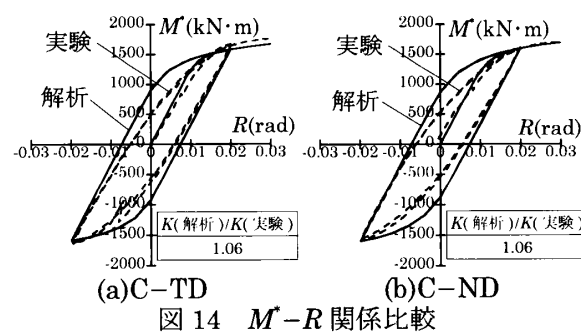


図 14  $M^*-R$  関係比較

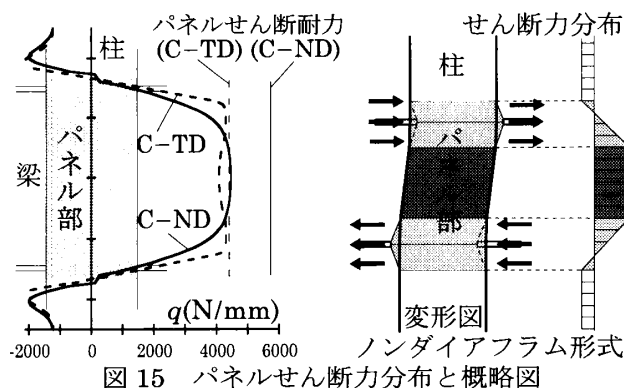


図 15 パネルせん断力分布と概略図

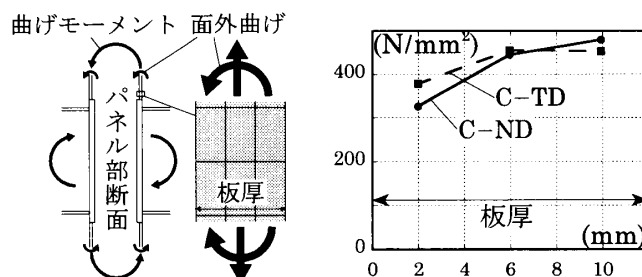


図 16 柱材軸方向引張応力の板厚方向分布

ム形式と同様の計算値と比べ、パネルの弾性剛性が上昇し、全塑性耐力が低下する。設計では、パネルの全塑性耐力を適切に考慮する必要がある。

- (3) ノンダイアフラム形式では柱が面外曲げを負担することで柱の耐力が若干低下するが、その影響は小さい。

#### 参考文献

- 1) 中野 英行, 佐藤 由悟, 髯高 裕治; 厚肉角形鋼管部材を用いたノンダイアフラム形式の柱梁接合部の力学的性能に関する実験研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.1089-1092, 2011.8
- 2) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針
- 3) 森田 耕次, 江波戸 和正, 渡辺 仁, 山本 昇, 安田 博和, 里見 孝之; 箱形断面柱-H 形断面はり接合部のダイアフラム補強に関する研究(接合部降伏耐力の評価), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 388 号, pp.100-111, 1988.6

\*1 京都大学工学部建築学科

\*2 京都大学大学院工学研究科建築学専攻

\*3 日鐵住金建材株式会社

Undergraduate School of Architecture, Kyoto Univ.

Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

Nippon Steel & Sumikin Metal Products Co., Ltd.