

## EXTENDED ABSTRACT

# Investigating Geometric Imperfection Effects on Failure of Steel Angles Under Compressive Force in Power Transmission Line Lattice Towers

Ali Asghar Zekavati, Karim Abedi\*, Mohammad Reza Chenaghlou, Mohammad Charkhtab Basim

Faculty of Civil Engineering, Sahand University of Technology, Tabriz 5331811111, Iran

Received: 14 February 2024; Reviewed: 03 May 2024; Accepted: 19 May 2024

### Keywords:

Steel angle, Power transmission line lattice tower, Geometric imperfection, Eccentricity, Joint slippage, Initial crookedness.

## 1. Introduction

This paper presents a study of the behavior of single-angle compression members connected through one leg only with single and double-bolted connections. Non-linear finite element simulations with OpenSees software have been performed, and the results are compared with experimental tests conducted by other researchers. A comparison is also made with the strength predicted by major code provisions. The investigation aims to assess the effect of geometric imperfections, such as eccentricity, joint slippage, and initial crookedness, on the failure of steel angles under compressive force. This will be achieved by presenting a straightforward modeling method for the angle elements.

## 2. Methodology

### 2.1. Experimental tests of Kettler et al. (2019)

This study aims to investigate the effect of geometric imperfections on the compressive strength of steel angles using a finite element model based on experimental data from Kettler et al. (2019), who conducted 27 experimental tests on bolted steel angles, including 14 with two-bolt connections and 13 with single-bolt connections, at Graz University of Technology. The samples consisted of 24 L80×8 hot-rolled steel angles and three L120×12 hot-rolled steel angles, fastened with grade 10.9 M20 and M27 bolts, respectively. The study also provides detailed dimensions, member length, system length, and other pertinent test specifications. Additionally, various boundary conditions were outlined, including clamped support, knife-edge support, and fully hinged support with specific rotational restraints.

### 2.2. FE modeling

In this section, finite element models have been developed based on geometric imperfections. The same specimens made by Kettler et al. (2019) are analyzed by means of the finite element method in the present study. In the numerical model, each member with an equal-angle section was defined as shown in Fig. (1-a). Each part of a member with an equal-angle section was modeled by the force-based beam-column element in Open Sees. The eccentricity at two ends of the member was defined based on an elastic beam-column element

with an elasticity modulus 100 times that of steel to behave rigidly. Corotational and linear geometry transformations were used for the major members and elements, respectively, to represent eccentricity. Using zero-length elements, six nonlinear springs at the terminal node of each member were defined by translational and rotational stiffness values along the local axes  $x$ ,  $y$ , and  $z$ . The steel material properties were based on the tensile test results from Kettler et al. (2019), and displacement-control static pushover analyses were carried out to reach the failure load.

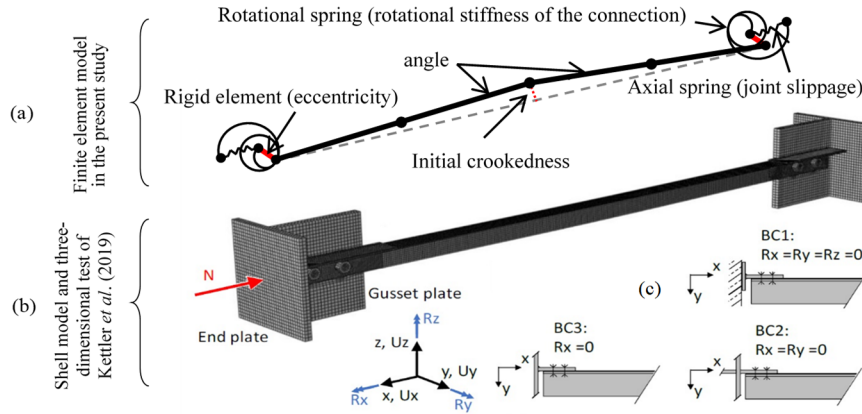


Fig. 1. **a)** Finite element (FE) model, **b)** 3D experimental test of Kettler et al. (2019), **c)** Boundary conditions

### 3. Results and discussion

#### 3.1. Failure behavior of angle sections vs. experimental test results

The performance of the FE model in reasonably predicting the axial capacity of single angles is discussed here by comparing the corresponding test results of Kettler et al. (2019). Fig. (2-a) presents a graphical comparison between experiments and FE models based on the non-dimensional reference parameters  $N_R/N_{pl}$  and  $N_{R,FEM}/N_{pl}$ . It can be verified that the finite element calculations describe the ultimate loads of the experiments fairly accurately. Fig. (2-b, c, d) presents a comparison of the load-deformation curves up to the ultimate axial forces  $N_R$ . The joint slippage phase in the experimental and FE models is different, which is due to the type of connections. The majority of connections in the experimental specimen are of the prestressed type, and the connections in the FE model are bearing connections based on Ungkurapinan et al. (2003).

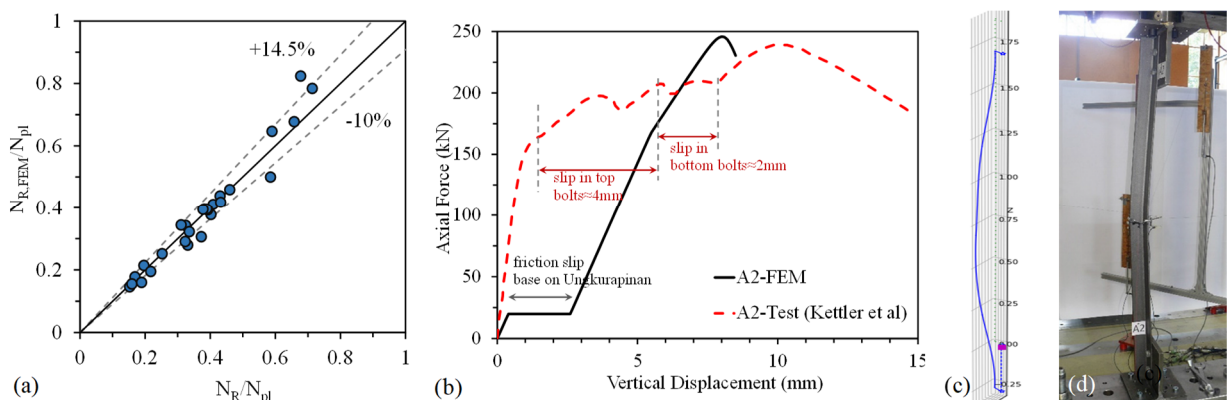


Fig. 2. **a)** Comparison of ultimate axial forces from experimental tests  $N_R$  with numerical results  $N_R$ , FEM, **b)** Comparison of axial force and vertical deformations at top between numerical and experimental tests: specimen A2 **c)** buckling behavior of an angle section in FE Model, **d)** Compression test on an angle section by Kettler et al. (2019).

#### 3.2. Parametric study on imperfection sensitivity

Based on the finite element model, a numerical parametric study has been carried out in order to investigate the influence of geometric imperfections on the ultimate loads. The additional finite element models were developed and covered the following three cases:

- 1) Ultimate capacity load from the FE model without initial crookedness ( $N_{R, noicr}$ );
- 2) Ultimate capacity load from the FE model without eccentricity ( $N_{R, noecc}$ );
- 3) Ultimate capacity load from the FE model without joint slippage ( $N_{R, noslip}$ ).

In Fig. 3, the results of these numerical models are compared with the comprehensive FE model ( $N_{R, FEM}$ ). In this figure, a normal curve is fitted on the histogram of the data obtained from the numerical analysis. The median difference in the model without any eccentricity shows the important effect of this type of imperfection compared to joint slippage and initial crookedness.

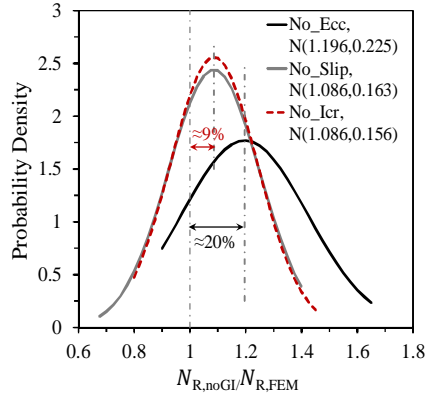


Fig. 3. Comparison of fitted normal distributions based on a parametric study of sensitivity to geometric imperfections

### 3.3. Failure behavior of angle sections vs. code provisions

In this section, the FE model and test results of Kettler et al. are compared with several relevant design standards by means of  $N_R/N_{pl}$  over  $\lambda_v$  diagrams. Fig. (4-a, b) compares the L80×8 test results with design standards and FE model results.

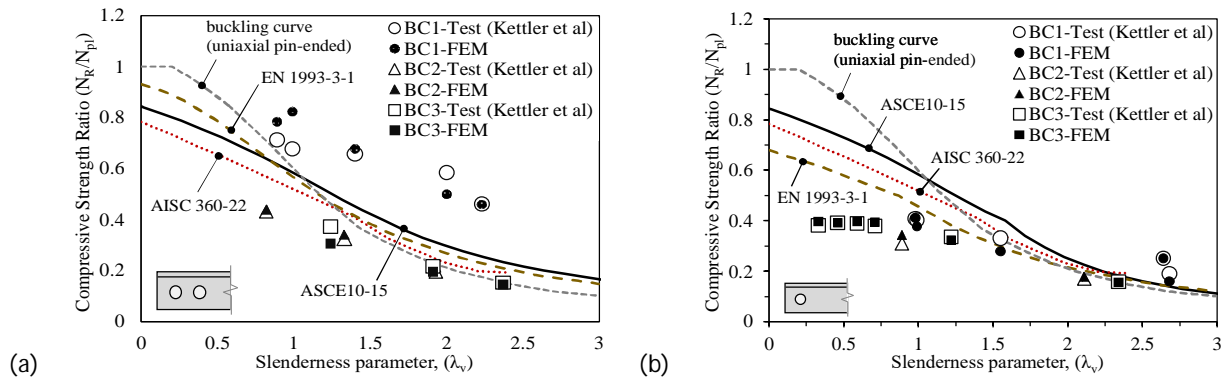


Fig. 4. Comparison of L80×8 test results with design standards and FE Model results: a) two-bolt connections, b) one-bolt connections

## 4. Conclusion

The results of the FE Model on single steel angles in compression with bolted connections and comparing them with the experimental studies and code provisions provide the following outcomes:

- The analytical results from the FE models show good agreement with the experimental results conducted by other researchers. This modeling method can consider the effects of geometric imperfections (eccentricity, joint slippage, and initial crookedness). More importantly, unlike the complexity of shell and solid modeling, the FE model is simple and improves the speed of modeling and analysis.
- Comparing the comprehensive FE model ( $N_{R, FEM}$ ) and the FE model without initial crookedness ( $N_{R, noicr}$ ) indicates that in some cases, this imperfection has a significant impact on predicting failure behavior. In some other cases where the difference is insignificant, it has been due to the very small geometric imperfections of the test specimen.

- Taking into account the eccentricity of single steel angles with one leg connected has a significant effect on the correct prediction of the ultimate capacity because eccentricity creates a concentrated moment and changes the internal forces of the member.
- While joint slippage has little effect on the prediction of ultimate capacity, it will have a significant effect on the prediction of member displacement.
- Based on the comparison of the ultimate loads between the tests and the numerical simulations, the effects of residual stresses are very small.
- The code provisions for boundary conditions BC1 (clamped end support) yield conservative predictions for the member buckling resistance, and their ultimate compressive strength is significantly higher than the current code requirements.
- There is a significant difference for members with low slenderness, especially for conditions BC2 (knife edge support) and BC3 (hinged support) in most code provisions. This issue is caused by the failure of connections in single-bolt samples with low slenderness, which causes the system capacity to decrease despite the high ultimate capacity of the angle members.

## بررسی تأثیر ناکاملی‌های هندسی بر رفتار خرابی نبشی‌های تحت اثر نیروی فشاری در دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو

علی اصغر ذکاوتی<sup>1</sup>، کریم عابدی<sup>2\*</sup>، محمدرضا چناقلو<sup>2</sup>، محمد چرختاب بسیم<sup>3</sup>

<sup>1</sup> دانشجوی دکتری تخصصی مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی سهند، تبریز

<sup>2</sup> استاد دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی سهند، تبریز

<sup>3</sup> دانشیار دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی سهند، تبریز

دریافت: 1402/11/25، بازنگری: 1402/2/14، پذیرش: 1403/2/30، نشر آنلاین: 1403/2/30

### چکیده

نبشی‌های فولادی، به‌عنوان یکی از مقاطع پر کاربرد در دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو استفاده می‌شود. به‌کارگیری این نوع مقاطع و همچنین نحوه اتصالات آن‌ها در دکل‌های مشبک، باعث ایجاد خروج از مرکزیت در انتقال بار بین محل اتصال و محور طولی اصلی عضو می‌گردد که بر نیروهای داخلی تأثیرگذار است. از طرفی وجود لغزش اتصالات و انحنای اولیه در اعضا دکل، منجر به یک رفتار پیچیده، به‌ویژه برای اعضای تحت نیروی فشاری می‌شود. این نوع ناکاملی‌ها باعث کاهش ظرفیت در مقایسه با یک عضو ایده‌آل ساده تحت بارگذاری مرکزی می‌شود. با توجه به موارد فوق، به‌منظور مدل‌سازی و پیش‌بینی بهتر حالات خرابی دکل، ارائه رویکردی مناسب در مدل‌سازی نبشی‌ها ضروری است. در این مطالعه، با به‌کارگیری یک روش ساده در مدل‌سازی اعضای نبشی، اثر ناکاملی‌های هندسی (خروج از مرکزیت، لغزش اتصالات و انحنای اولیه) بر روی رفتار خرابی نبشی‌های تحت نیروی فشاری بررسی شده است. برای مطالعه، نبشی‌ها به‌طور مجزا با اتصالات تک‌پیچه و دوپیچه و طول‌های متنوع تحت اثر نیروی فشاری محوری مدل‌سازی شده، تحلیل‌های خرابی غیرخطی استاتیکی با استفاده از نرم‌افزار OpenSees انجام شده و سپس رفتار خرابی آن‌ها با نتایج مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته و ملاحظات مرتبط با آیین‌نامه‌های طراحی در این زمینه مقایسه شده است. نتایج مطالعه، حساسیت رفتار خرابی نبشی‌ها به ناکاملی‌ها را نشان داده و از طرفی روش مدل‌سازی به‌کار گرفته شده، پیش‌بینی مناسبی از رفتار و ظرفیت باربری این نوع مقاطع را ارائه می‌دهد.

**کلیدواژه‌ها:** نبشی فولادی، دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو، ناکاملی هندسی، خروج از مرکزیت، لغزش اتصالات، انحنای اولیه.

### 1- مقدمه

خرابی دکل‌های خطوط انتقال نیرو به‌ویژه دکل‌های مشبک که ساختاری خرابی دارند، به‌طور معمول از کماتش یک سری از اعضا آغاز می‌شوند و تحقیقات نشان داده است که کماتش این اعضا تا از ناکاملی‌های هندسی است (Chan و همکاران، 1995؛ Fu و همکاران، 2016). ناکاملی‌های هندسی<sup>1</sup> شامل انحراف گره‌ها از محل اصلی خود، لغزش اتصالات، خروج از مرکزیت اعضا، انحرافات ناشی از ساخت و غیره است که در طول فرآیند ساخت، حمل‌ونقل و مونتاژ دکل‌های انتقال اجتناب‌ناپذیر است، بنابراین

دکل‌های انتقال نیرو به‌عنوان سازه‌های نگهدارنده هادی‌ها، در خطوط انتقال برق مورد استفاده قرار می‌گیرند و نقشی حیاتی در شبکه صنعت برق دارند. با توجه به این‌که دکل‌های انتقال در معرض مخاطرات محیطی متعددی قرار دارند، بررسی آسیب‌های وارده بر آن‌ها کانون تحقیقات زیادی بوده است (Asgarian و همکاران، 2016؛ Huang و Deng، 2018).

<sup>1</sup> Geometric imperfections (GI)



روش اعمال نقص با مودهای ویژه<sup>6</sup> (Bruno و Sassone، 2016؛ He و همکاران، 2018) هستند، که هر دو یک توزیع فضایی قطعی را برای مقادیر نقص به صورت پیش فرض در نظر می گیرند و این موضوع با توجه به اجرای ساده و قابلیت اطمینان بالای آن‌ها در چندین استاندارد طراحی مدون شده‌اند (EN 1993-1-6، 2017؛ JGJ 7، 2010).

Jiang و همکاران (2017) لغزش اتصالات پیچ و مهره و رفتار اتصال نیمه‌صلب یک دکل مورد آزمایش در مقیاس کامل را با تحلیل مستقیم مرتبه دوم مبتنی بر حالت نقص سازگار مورد مطالعه قرار داد.

Fu و همکاران (2019) عملکرد فروریختن یک دکل مورد آزمایش در مقیاس کامل را بر اساس همین روش بررسی کردند، اما نتایج در پیش‌بینی موقعیت‌های شکست دکل آزمایش موفقیت‌آمیز نبود.

Zhang و همکاران (2019) این رویکرد را برای بررسی حالت‌های خرابی یک دکل انتقال با انتخاب سه حالت کماتش در موقعیت‌های مختلف به کار گرفتند. در روش شبیه‌سازی تصادفی ناکاملی‌ها، برخلاف روش‌های شبیه‌سازی قطعی ناکاملی‌ها، هم توزیع و هم دامنه ناکاملی‌ها به عنوان متغیرهای تصادفی در نظر گرفته می‌شوند. بنابراین در این روش از تئوری‌های احتمالاتی و قابلیت اطمینان به منظور تحلیل آماری ظرفیت‌های سازه استفاده می‌شود.

در این مقاله، ابتدا انواع ناکاملی‌های هندسی در دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو با جزئیات بیشتری بررسی شده و در بخش بعدی مروری بر مدل‌سازی و طراحی نبشی‌های دکل‌های خطوط انتقال نیرو در آیین‌نامه‌ها انجام خواهد شد. سپس با ارائه یک روش ساده در مدل‌سازی اعضا نبشی، اثر این ناکاملی‌های هندسی (خروج از مرکزیت، لغزش اتصالات و انحنای اولیه) بر روی رفتار خرابی نبشی‌های تحت نیروی فشاری بررسی شده است. بدین منظور، نبشی‌ها به طور مجزا با اتصالات تک پیچه و دو پیچه و طول‌های متنوع تحت اثر نیروی فشاری محوری مدل‌سازی شده و در گام بعدی با استفاده از نرم‌افزار OpenSees تحلیل‌های خرابی غیرخطی استاتیکی بر روی آن‌ها انجام شده و در نهایت رفتار خرابی آن‌ها با نتایج مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته در این زمینه و ملاحظات مرتبط با آیین‌نامه‌های طراحی در این حوزه مقایسه و نتایج ارائه می‌گردد.

این ناکاملی‌ها و اثرات ثانویه ناشی از آن‌ها ظرفیت نهایی سازه را کاهش می‌دهد (Zhou و همکاران، 2014؛ Pastor و همکاران، 2013).

در حال حاضر اکثر مطالعات موجود برای بررسی ناکاملی‌ها با تمرکز بر سازه‌های فضاکار، پوسته‌های مشبک و پوسته‌های استوانه‌ای هستند که کاربرد نتایج آن‌ها را در دکل‌های انتقال محدود می‌کنند. بنابراین، توسعه یک روش شبیه‌سازی ناکاملی مناسب برای ارزیابی دقیق ظرفیت نهایی دکل‌های انتقال ضروری است. ناکاملی‌های هندسی به دلیل اختلافات زیاد بین بارهای کماتش نظری و تجربی سازه‌های پوسته به طور گسترده مورد مطالعه قرار گرفته است و تأثیر آن‌ها بر رفتار سازه‌ها به ویژه پوسته‌های استوانه‌ای مورد بررسی قرار گرفته است (Karman و همکاران، 1940؛ Koiter، 1945؛ Huseyin و Mandadi، 1977). نتایج نشان داده است که دلایل اصلی این اختلافات غیرخطی بودن سیستم سازه و ناکاملی‌های هندسی است که وجود آن‌ها در سازه اجتناب‌ناپذیر است. با افزایش پیچیدگی و تنوع سازه‌ها، روش اجزای محدود به طور گسترده‌ای برای حل مسائل مقاومت و کماتش استفاده شده است. نرم‌افزار اجزای محدود توانایی مدل‌سازی ناکاملی‌ها را بر روی یک سازه ایده‌آل و به دست آوردن بارهای بحرانی را فراهم می‌کند. به طور کلی مطالعات و تلاش‌های فعلی برای مدل‌سازی ناکاملی‌ها را می‌توان به سه دسته طبقه‌بندی کرد: ناکاملی‌های اندازه‌گیری شده<sup>2</sup>، روش‌های شبیه‌سازی قطعی ناکاملی<sup>3</sup> و روش‌های شبیه‌سازی تصادفی ناکاملی‌ها<sup>4</sup> با به-کارگیری پارامترهای غیرقطعی (Wang و همکاران، 2021).

در ناکاملی‌های اندازه‌گیری شده، به عنوان مثال برای ناکاملی‌های هندسی شکل، بزرگی و توزیع دقیق عیوب هندسی برآورد می‌شود که این مقادیر می‌توانند با استفاده از فتوگرامتری فاصله نزدیک، دستگاه اندازه‌گیری مختصات سه بعدی و تکنیک‌های اندازه‌گیری لیزری برآورد شوند (Selvaraj و Madhavan، 2018؛ Coleman و Bernard، 1999).

Conde و همکاران (2015) ناکاملی‌ها و عیوب هندسی را برای یک دکل انتقال با استفاده از فناوری اسکن لیزری اندازه‌گیری کردند و به این نتیجه رسیدند که جابه‌جایی‌های الاستیک و تنش‌ها بین دکل دارای ناکاملی و دکل ایده‌آل به طور قابل توجهی متفاوت است که تأثیرات نامطلوب ناکاملی را برای دکل‌های انتقال تأیید می‌کند.

روش‌های شبیه‌سازی قطعی ناکاملی‌ها به عنوان نمونه برای انحنای اولیه ناشی از رواداری‌های ساخت شامل روش حالت نقص سازگار<sup>5</sup> (Shen و Chen، 1993؛ See و McConnel، 1986) و

5. Consistent Imperfection Mode Method (CIMM)

6. Eigenmode Imperfection Method (EIM)

2. Measured Geometric Imperfections (Mgis)

3. Deterministic Imperfection Simulation Methods (Disms)

4. Stochastic Imperfection Simulation Methods (Sisms)

## 2- ناکاملی‌ها در اعضا و اتصالات دکل‌های مشبک

دکل‌های فولادی مشبک از اعضا و پروفیل‌های مجزا تشکیل شده که در کارخانه، قطعه‌زنی و سوراخکاری شده، سپس به محل ساخت حمل می‌شوند و با استفاده از پیچ و مهره در محل سایت مونتاژ و برپا می‌شوند. در دکل‌های مشبک، عموماً از مقاطع نبشی استفاده شده و اتصالات به‌نحوی در نظر گرفته می‌شود که بتوان به سادگی با و بدون صفحات اتصال، اعضا را به‌صورت خرابایی به یکدیگر متصل نمود. به‌طوری که با توجه به ساختار خرابایی دکل‌های مشبک، اعضا به‌صورت کشش و فشار عمل می‌کنند و نیروهای موجود، توسط اتصالات به‌صورت مستقیم توسط اعضا و یا به‌واسطه ورق‌های اتصال به دیگر اعضا منتقل می‌شوند (Kiesling و همکاران، 2003).

دکل‌های مشبک از اعضا، اتصالات و ملحقات (شامل اعضای غیرسازه‌ای مانند پیچ‌های پله و خار ضد صعود) تشکیل می‌گردند. عموماً اعضای دکل‌ها از نبشی‌های گرم نورد شده بال مساوی تشکیل شده و اتصالات در دکل‌های مشبک شامل ورق‌ها، نشیمن اتصالات، پیچ‌ها، مهره‌ها و واشرها می‌باشد. انتقال نیروهای موجود در اعضا به دو صورت اتصال مستقیم نبشی‌ها به یکدیگر و یا از طریق ورق‌های اتصال انجام می‌شوند. اتصالات اعضا به یکدیگر در دکل‌های خطوط انتقال نیرو می‌تواند تک‌پیچه و یا چندپیچه باشد. اتصالات پیچی در دکل‌های انتقال نیرو معمولاً از نوع اتکایی بوده و مهم‌ترین مسئله، طراحی آرایش اتصال با ایجاد کمترین خروج از مرکزیت است. چراکه به‌واسطه خاصیت شکل و عدم تقارن نبشی‌ها، به‌وجود آمدن خروج از مرکزیت اجتناب‌ناپذیر است. در شکل (1) وضعیت اتصالات در دکل‌های مشبک نشان داده شده است.

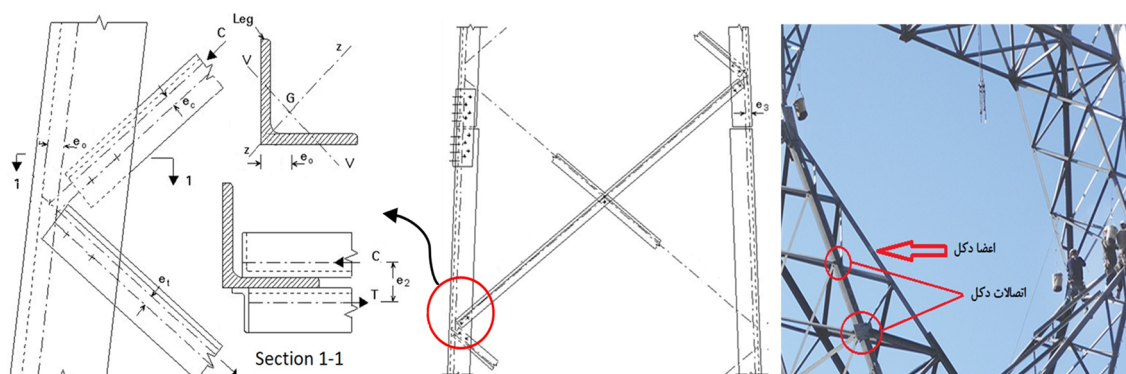
از طرفی در ساخت دکل‌های مشبک، به‌دلیل مسائل اجرایی، یک حداقل فاصله رواداری بین پیچ و سوراخ ایجاد می‌کنند. این فاصله باعث ایجاد یک لقی در اتصال می‌شود که در هنگام بارگذاری موجب ایجاد لغزش در اتصالات خواهد شد. در شکل (2) مراحل لغزش اتصالات مشاهده می‌شود. با توجه به مشخصات مصالح و اتصالات دکل‌های خطوط انتقال نیرو، وجود انواع ناکاملی‌ها در این سازه‌ها امری بدیهی و غیرقابل اجتناب است و از طرفی باعث تغییر رفتار سازه در مقایسه با سازه‌ای ایده‌آل خواهد شد. با توجه به ماهیت ناکاملی‌ها، انواع ناکاملی‌های موجود را می‌توان به دو گروه هندسی و مکانیکی تقسیم کرد. این دو نوع ناکاملی دارای ماهیت کاملاً متفاوتی می‌باشند. ناکاملی‌ها هندسی معمولاً تغییر شکل‌های اولیه در سازه را شامل می‌شوند. ناکاملی‌هایی از نوع انحنای اولیه اعضا، انحراف گره‌ها از محل ایده‌آل خود و انحراف در طول اعضا در این گروه قرار می‌گیرند. با

توجه به توضیح فوق از مهم‌ترین انواع ناکاملی‌های هندسی در دکل‌ها می‌توان به موارد ذیل اشاره نمود:

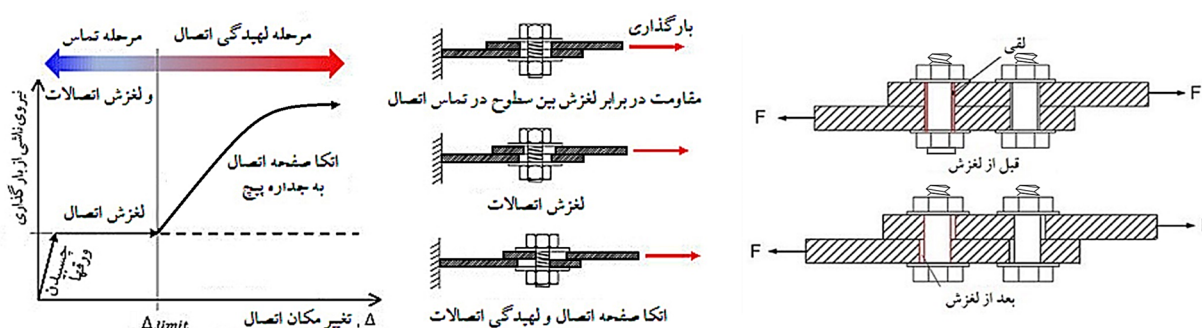
- ابعاد مقطع: انحراف از ابعاد دقیق مقطع یک پروفیل فولادی، ناشی از رواداری‌های مرتبط با ساخت است که لحاظ آن در رفتار و ظرفیت اعضا می‌تواند مؤثر باشد (Fu و Li، 2018)؛
- انحنای اولیه: یکی از متداول‌ترین انواع ناکاملی‌ها در اعضای سازه‌ای است که ناشی از وجود انحنای در راستای اولیه و مرتبط با خطای ساخت است. وجود این نوع ناکاملی تأثیر بسزایی در رفتار اعضای فشاری خواهد داشت (Wang و همکاران، 2021؛ Wang و همکاران، 2023)؛
- لغزش اتصالات: در ساخت دکل‌های مشبک، به‌دلیل مسائل اجرایی، یک حداقل فاصله رواداری بین پیچ و سوراخ ایجاد می‌شود. این فاصله و اجرای اتصالات به‌صورت اتکایی باعث ایجاد یک لقی در اتصال می‌شود (Ungkurapinan و همکاران، 2003؛ Balagopala و همکاران، 2020)؛
- خروج از مرکزیت اعضا: به‌کارگیری اعضای نبشی و همچنین نحوه اتصالات در دکل‌های مشبک، باعث ایجاد خروج از مرکزیت در انتقال بار بین محل اتصال و محور طولی اصلی عضو می‌گردد که بر نیروهای داخلی تأثیرگذار است (Lee و McClure، 2007؛ Mahmoudi و همکاران، 2022).

## 3- مروری بر مدل‌سازی و طراحی نبشی‌ها در دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو

مدل‌سازی دکل‌ها عموماً به‌صورت یک خرابی سه‌بعدی ایده‌آل، با رفتار الاستیک در نظر گرفته می‌شوند که از این پس تحت عنوان مدل ساده از آن یاد خواهد شد. در مدل ساده اعضا به‌صورت کاملاً مستقیم و بدون جزئیات اتصالات مدل شده که در محل اتصالات همگی اعضا از یک نقطه عبور می‌کنند. این در حالی است که با توجه به مطالبی که در بخش‌های قبلی عنوان شد، ماهیت نبشی‌ها در دکل‌های انتقال نیرو و نحوه اتصالات (تک‌پیچه و یا چندپیچه) به‌نحوی است که منجر به ایجاد خروج از مرکزیت، لغزش اتصالات و مقاومت در برابر چرخش (اتصالات نیمه‌صلب) خواهد شد. در این راستا، نتایج تحقیقات نشان می‌دهد فرضیات لحاظ شده در مدل ساده موجب می‌شود نتایج آزمون‌های انجام شده با نتایج طراحی بر طبق استانداردها اختلاف داشته باشند (Mahmoudi و همکاران، 2022؛ Prasad Rao و همکاران، 2012). چراکه به‌علت خروج از مرکزیت اعضا و همچنین عدم عبور محور اصلی اعضا از یک نقطه، لنگرهای متمرکز در گره‌ها ایجاد شده و در نتیجه نیروی اضافی و لنگر متمرکز در اعضا به‌وجود خواهد آمد و از طرفی لغزش اتصالات و نیمه‌صلب بودن اتصالات چندپیچه موجب تغییر رفتار دکل خواهد شد.



شکل 1- اعضا و اتصالات در دکل‌های انتقال و نمایش خروج از مرکزیت‌ها



شکل 2- مراحل شماتیک لغزش در اتصالات

مدل‌سازی ساده و در نتیجه عدم لحاظ پیچیدگی‌های اتصالات، اختلاف نتایج آزمون و مدل‌سازی وجود دارد و این موضوع اهمیت مدل‌سازی پیچیده (لحاظ جزئیات اتصالات) را مشخص می‌کند. یکی از معتبرترین استانداردهای مرتبط با طراحی دکل‌های مشبک خطوط انتقال نیرو، استاندارد ASCE10-15 (2015) می‌باشد که سال‌هاست مورد استفاده مهندسين قرار گرفته است. طبق این استاندارد، در طراحی دکل‌های مشبک از روش ضرایب بار استفاده می‌شود. در این روش، بارهای وارد بر سازه در ضرایب بار ضرب می‌شوند و تنش‌های نهایی ایجاد شده در اعضا با تنش تسلیم و کماتش آن‌ها مقایسه می‌شود.

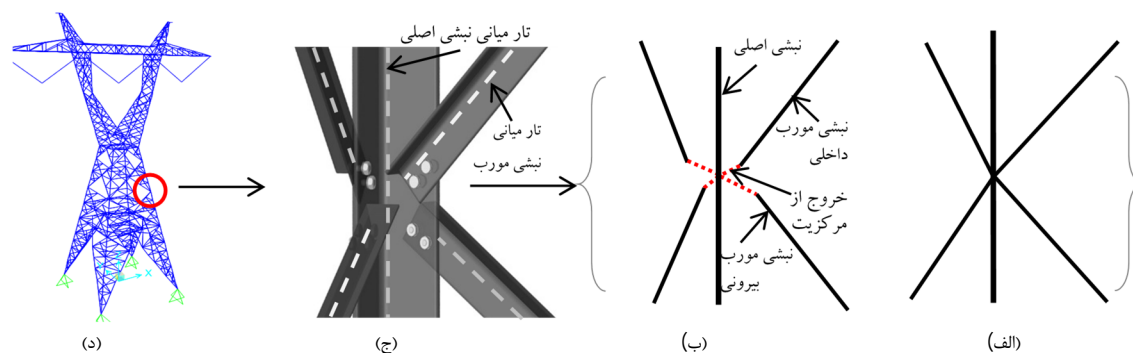
روابط طراحی مقاطع و اتصالات به‌طور کامل در این استاندارد اشاره شده است. در این بخش به‌منظور آشنایی با رویه طراحی مقاطع نبشی در دکل‌های انتقال نیرو، به‌طور خلاصه روابط کلی مربوطه ارائه خواهد شد. تنش فشاری مجاز طراحی  $F_a$  در سطح مقطع کل عضو یا در ناحیه کاهش یافته مقطع تحت بار محوری فشاری به‌صورت زیر تعریف می‌شود:

$$F_a = \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{KL/r}{C_c} \right)^2 \right] F_y ; KL/r \leq C_c \quad (1)$$

بدین منظور تاکنون مطالعات متنوعی برای لحاظ جزئیات بیشتر در مدل‌سازی و در نتیجه پیش‌بینی پاسخ بهتر انجام شده است (Balagopala و همکاران، 2020؛ Tian و همکاران، 2020). اما نکته مهم، ارائه طرحی است که در عین سادگی بتواند پیچیدگی‌های ناشی از مدل‌سازی را کاهش دهد.

شکل (3) پیچیدگی اتصالات دکل را نشان داده و دو نوع مدل پیچیده و ساده را با لحاظ و عدم لحاظ جزئیات اتصالات ارائه نموده است. در بخش‌های بعدی جزئیات لازم به‌منظور مدل‌سازی پیچیده که می‌تواند انواع ناکاملی‌ها را در خود لحاظ نماید، ارائه خواهد شد.

همان‌طور که اشاره شد شرایط مرزی اتصالات در طراحی نبشی‌ها بسیار تأثیرگذار است. استانداردهای طراحی فعلی تا حدودی این اثرات را از طریق نسبت‌های لاغری مؤثر اصلاح شده در نظر می‌گیرند. لذا به (Balagopala و همکاران، 2020؛ Tian و همکاران، 2020) منظور طراحی واقع‌بینانه‌تر نبشی‌ها در دکل‌های مشبک، طول مؤثر اعضا با توجه به آرایش اعضا فرعی و همچنین شرایط مرزی اتصالات (اتصال از طریق یک و یا دو بال، تک‌پیچه و یا چندپیچه بودن) تعیین می‌گردد تا به‌نحوی پیچیدگی‌های اتصالات در دکل‌های مشبک لحاظ گردد با این وجود، به‌دلیل



شکل 3- دو نوع مدل پیچیده و ساده (الف-ب). پیچیدگی اتصالات و خروج از مرکزیت اعضا در دکل (ج-د): (الف) مدل ساده (نبشی‌ها بدون جزئیات اتصالات)، (ب) مدل پیچیده (نبشی‌ها با جزئیات اتصالات)، (ج) وضعیت واقعی اعضا و اتصالات در دکل، (د) یک نمونه دکل مشبک

$$N_{pl} = A \cdot f_{y,mean} \quad (4)$$

$$N_{cr} = \pi^2 E_{mean} I_v / L_{sys}^2 \quad (5)$$

$$\lambda_v = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} \quad (6)$$

$$F_a = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2}; \quad KL/r > C_c \quad (2)$$

$$C_c = \pi \sqrt{\frac{2E}{F_y}} \quad (3)$$

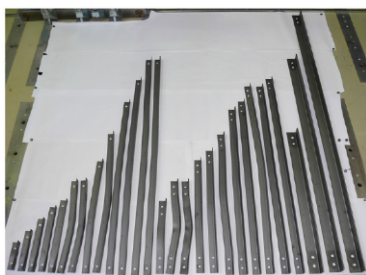
که در آن  $A$  سطح مقطع عضو،  $f_{y,mean}$  تنش تسلیم مجاز میانگین،  $E_{mean}$  مدول الاستیسیته میانگین،  $I_v$  ممان اینرسی دوم سطح حول محور ضعیف،  $L_{sys}$  طول مجموعه تحت آزمون است. همان‌طور که مشاهده می‌شود اختلاف منحنی‌ها در محدوده لاغری پایین بیشتر از لاغری بالا است. به نظر می‌رسد استاندارد ASCE10-15 در اعضای لاغر در کران بالاتری نسبت به سایر استانداردها قرار دارد در حالی که در اعضای غیرلاغر، استاندارد Eurocode (EN 1993-3-1) نسبت به سایر استانداردها در کران بالاتری قرار دارد. در این خصوص استاندارد CSA S16-19 نیز محافظه‌کارانه‌تر از سایر استانداردها است. لازم به ذکر است یکی از عوامل اختلاف مقادیر پیشنهادی استانداردها، لحاظ ملاحظات طراحی مختلف در روابط طراحی است. به‌عنوان نمونه در آیین‌نامه AISI360، اثر نقص اولیه در روابط طراحی به‌طور ضمنی لحاظ می‌گردد در حالی که در ASCE10-15 این موضوع در نظر گرفته نمی‌شود. از طرفی در برخی استانداردها منحنی ستون بر اساس شرایط مرزی اتصال و حتی نوع مقطع تغییر خواهد کرد. به‌عنوان نمونه در استاندارد ASCE10-15 و EN 1993-3-1، شرایط مرزی اتصال نبشی با دقت بیشتری لحاظ می‌گردد. خروج از مرکزیت و تعداد پیچ‌های اتصال در این استانداردها منجر به تغییر روابط طراحی و در نتیجه تغییر منحنی ستون خواهد شد.

که در آن  $F_y$  حداقل تنش تسلیم مجاز،  $E$  مدول الاستیسیته،  $L$  طول مهار نشده،  $r$  شعاع ژیراسیون،  $K$  ضریب طول مؤثر، در شکل (4) یک نمای کلی از منحنی مقاومت فشاری نسبی اعضای نبشی تک با اتصالات پیچ و مهره‌ای (با حداقل دو پیچ و اتصال از یک بال) در چندین استاندارد مختلف ارائه شده است (استاندارد EN 1993-3-1، 2006؛ استاندارد AISC 360-22، 2022؛ استاندارد CSA S16-19، 2019؛ استاندارد ASCE10-15، 2015). در این نمودار  $\lambda_v$  پارامتر لاغری حول محور ضعیف نبشی تک است.  $N_{pl}$  برابر مقاومت فشاری محوری پلاستیک و  $N_{cr}$  نیروی بحرانی کمانش الاستیک می‌باشد. اصطلاحاً به این نوع نمودارها، منحنی ستون<sup>7</sup> اطلاق می‌شود. در برخی از استانداردها، منحنی ستون به عنوان تابعی از نسبت لاغری  $L/r$  بیان می‌شوند. استاندارد ASCE، AISI در این دسته قرار می‌گیرند. در برخی استانداردهای دیگر، منحنی ستون به‌عنوان تابعی از پارامتر لاغری  $\lambda_v$  بیان می‌شود. استانداردهایی مانند Eurocode (EN 1993-3-1) در این دسته قرار می‌گیرند. با این حال، از آنجایی که  $\lambda_v$  پارامتری است که به عنوان تابعی از  $L/r$  تعریف می‌شود، همیشه می‌توان منحنی ستون‌ها را بر اساس  $\lambda_v$  بیان کرد. در تحقیق حاضر به‌منظور مقایسه منحنی‌های ستون، تبدیل‌های مورد نیاز انجام شده و تمامی منحنی‌های ستون بر اساس  $\lambda_v$  بیان می‌شوند. مقاومت محوری پلاستیک ( $N_{pl}$ ) بر اساس معادله (4) و نیروی بحرانی کمانش الاستیک ( $N_{cr}$ ) حول محور ضعیف بر اساس معادله (5) و خواص مقاطع و مصالح محاسبه می‌گردد.

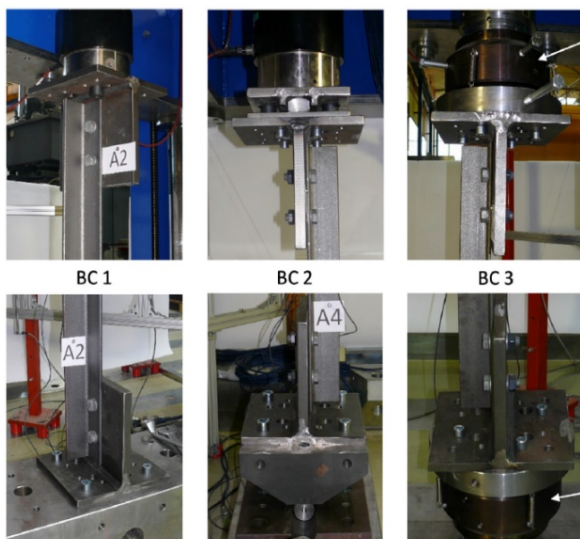
ساخته شد. سه نمونه با اتصالات دوپیچه با نبشی‌های گرم نورد شده  $L120 \times 12$  ( $t=12\text{mm}$ ,  $b=120$ ) ساخته شد. شکل (5) شرایط تکیه‌گاهی و نمونه‌ها را قبل و بعد از آزمایش نشان می‌دهد. در شکل (5-ب)، نمونه‌های نبشی پس از رسیدن به ظرفیت کامل عضو در آزمایش‌ها نمایش داده شده‌اند که تغییرشکل‌های پلاستیکی باقی‌مانده در آنها به‌وضوح قابل مشاهده است. در اتصالات، برای مقاطع  $L80 \times 8$  از پیچ M20 با گرید 10/9 و برای مقاطع  $L120 \times 12$  از پیچ M27 با گرید 10/9 استفاده شده است.



(الف)

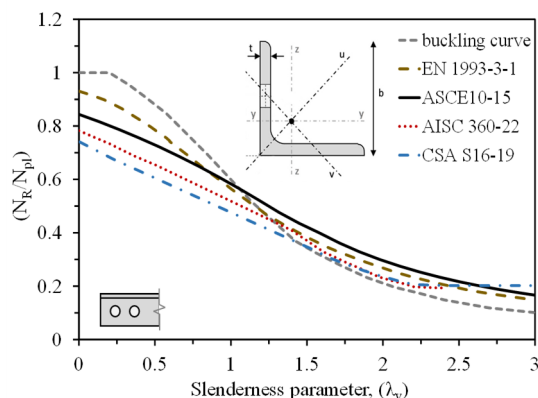


(ب)



(ج)

شکل 5- شرایط تکیه‌گاهی و نمونه‌های قبل و بعد از آزمایش: (الف) نمونه‌ها قبل از آزمایش، (ب) نمونه نبشی‌ها پس از رسیدن به ظرفیت کامل، (ج) شرایط مرزی تکیه‌گاه‌ها در آزمون فشاری محوری (Kettler و همکاران، 2019)



شکل 4- مقایسه مقاومت فشاری اسمی نبشی تک برای اتصالات دوپیچه در استانداردهای مختلف

نکته قابل توجه این است که اثر خروج از مرکزیت بار منجر به کاهش ظرفیت در مقایسه با حالت بدون خروج از مرکزیت (منحنی buckling curve بر مبنای EN 1993-1-1) به‌ویژه در اعضا با لاغری کم می‌شود.

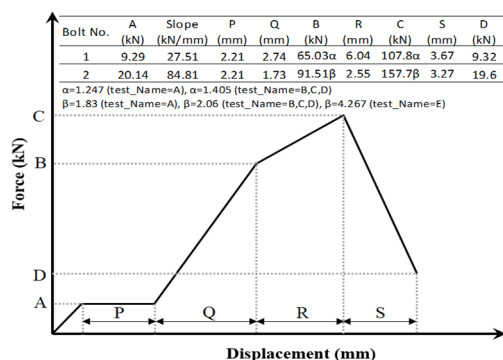
#### 4- مشخصات آزمون‌های انجام شده توسط Kettler و همکاران (2019)

در این مطالعه، به‌منظور بررسی اثر ناکاملی‌ها بر ظرفیت فشاری نبشی‌ها، تحلیل مدل عددی اجزای محدود با توجه به نتایج آزمایش‌های انجام شده توسط Kettler و همکاران (2019) انجام خواهد شد. در این راستا نبشی‌ها به‌طور مجزا با اتصالات تک‌پیچه و دوپیچه و طول‌های متنوع تحت اثر نیروی فشاری محوری مدل‌سازی شده، تحلیل‌های خرابی غیرخطی استاتیکی با استفاده از نرم‌افزار اجزای محدود انجام شده و سپس رفتار خرابی آن‌ها با نتایج مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته مقایسه می‌گردد. در میان مطالعات تحقیقاتی تجربی مختلف انجام شده در گذشته (Bathon و همکاران، 2018؛ Bhilawe، 2018؛ Tian، 2018 و همکاران، 2018) بر روی رفتار نبشی‌های تک فولادی، مشاهده گردید که مطالعه Kettler و همکاران (2019) حاوی داده‌های آزمایشی کافی در مورد انواع مختلف نبشی‌های تک با اتصالات پیچ و مهره‌ای است که به بهترین وجه با دامنه و هدف تحقیق حاضر مطابقت دارد. با توجه به محدود بودن دامنه تحقیق حاضر، سایر مطالعات تجربی در نظر گرفته نمی‌شوند. با این حال، نویسندگان معتقدند که میزان داده‌های تجربی موجود در مطالعه Kettler و همکاران (2019) برای نتیجه‌گیری در پایان این مطالعه کافی است.

Kettler و همکاران (2019) در مجموع 27 آزمایش تجربی بر روی نبشی‌های فولادی پیچ‌دار (14 مورد با اتصالات دوپیچه و 13 مورد با اتصالات یک‌پیچه) در دانشگاه فناوری گراتس انجام دادند. 24 نمونه با نبشی‌های گرم نورد شده  $L80 \times 8$  ( $b=80$ ،

در مدل اجزای محدود فوق، اعضای نبشی توسط المان‌های تیر ستون (Force-Based Beam-Column Element) مدل‌سازی می‌شوند که بر اساس فرمول‌بندی این المان، مفصل پلاستیک می‌تواند در هر بخش از عضو ایجاد شود. از طرفی برای در نظر گرفتن اثرات غیرخطی، از مقاطع فایبر در سراسر مقطع نبشی استفاده گردید. لازم به ذکر است که با توجه به این‌که در مدل حاضر از المان تیر ستون استفاده می‌شود نمی‌توان انتظار لحاظ نمودن اثرات پیچشی و در نتیجه پیش‌بینی کمانش خمشی-پیچشی را داشت.

خروج از مرکزیت در هر دو انتهای عضو با المان Elastic Beam Column که مدول الاستیسیته آن 100 برابر مدول الاستیسیته فولاد مصرفی است ایجاد می‌شود تا بتواند رفتاری صلبی از خود نشان دهد. به منظور شبیه‌سازی رفتار اتصالات (لغزش و دوران) از المان Zero Length استفاده گردید به نحوی که شش فنر غیرخطی در گره‌های انتهایی عضو نبشی با سختی‌های انتقالی و دورانی در امتداد محوره‌های محلی  $x$ ،  $y$ ،  $z$  به کار گرفته شد. اثر لغزش و لقی اتصالات توسط فنر محوری در جهت محور  $x$  محلی المان لحاظ گردید که مقدار سختی آن ( $k_x$ ) وابسته به نوع اتصالات و تعداد پیچ‌ها است و بر اساس مطالعه تجربی Ungkurapinan و همکاران (2003) و مشخصات اتصالات در نظر گرفته شد. در این راستا سختی فنر در راستای  $x$  توسط مصالح ElasticMultiLinear لحاظ گردید تا اثرات لغزش اتصالات به‌طور کامل و واقع‌بینانه دیده شود. لازم به ذکر است، مدل فوق به‌نحوی در نظر گرفته شد که قادر است با توجه به کاهش ظرفیت اتصال در برابر حداکثر نیروی وارده، خرابی در اتصالات را لحاظ کند. مدل لغزش اتصالات در شکل (7) ارائه شده است و در جدول (1) سختی‌های مختلف در امتداد  $x$ ،  $y$ ،  $z$  و سختی‌های دورانی نبشی نسبت به تکیه‌گاه در محدوده  $x$ ،  $y$ ،  $z$  را که در مدل لحاظ گردیده نشان داده شده است. به‌منظور لحاظ اثر کمانش، باید نقص اولیه عضو (ناکاملی خطای ساخت) و اثرات تغییر شکل‌های بزرگ ( $P-\delta$  و  $P-\Delta$ ) در تحلیل نظر گرفته شوند.



شکل 5- مدل لغزش اتصالات

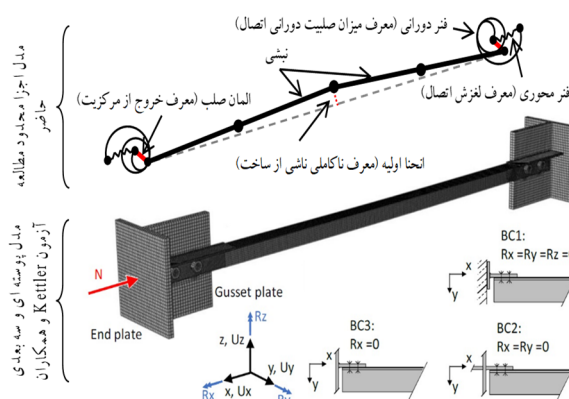
پیچ‌های چهار آزمایش با دست سفت شده‌اند، سایر پیچ‌ها با اعمال فشاری مشخص طبق استاندارد پیش‌تنیده شده‌اند. مشخصات مصالح، ابعاد واقعی ( $t_{mean}$ ,  $d_{mean}$ )، طول عضو ( $L_{member}$ ) و طول مجموعه مورد آزمون ( $L_{sys}$ ) برای همه اعضا و سایر جزئیات آزمون در مطالعه Kettler و همکاران (2019) به‌طور کامل اشاره شده است. شرایط مرزی تکیه‌گاه‌ها در مطالعه فوق عبارتند از:

- شرایط مرزی 1 (BC1): شامل یک تکیه‌گاه کاملاً گیردار در هر دو انتهای عضو با مهار تمام درجات آزادی دورانی است؛
- شرایط مرزی 2 (BC2): شامل یک تکیه‌گاه لبه چاقویی (مرکز در محور صفحه اصلی) است و تنها مجاز به دوران حول محور موازی با ورق اتصال است؛
- شرایط مرزی 3 (BC3): شامل یک تکیه‌گاه کاملاً مفصلی (مرکز در مرکز صفحه اصلی) است و دوران آن حول محور طولی عضو محدود شده است.

## 5- مشخصات مدل اجزای محدود و تعریف ناکاملی‌ها

در این مطالعه، تحلیل‌های خرابی غیرخطی استاتیکی با استفاده از نرم‌افزار OpenSees انجام شده و همان‌طور که اشاره شد رفتار خرابی آن‌ها با نتایج مطالعه آزمایشگاهی Kettler و همکاران (2019) مقایسه می‌گردد. در مدل عددی، هر کدام از نبشی‌ها با توجه به دستگاه مختصات محلی که برای آن‌ها در نظر گرفته شده است، تعریف می‌شوند.

با توجه به این‌که در آزمون فشاری مورد نظر، نبشی‌های تک از طریق یک بال به رابط آزمون متصل می‌گردد، خروج از مرکزیت و سختی دورانی اتصال در هر دو انتهای نبشی توسط المان صلب (معرف خروج از مرکزیت) و شش فنر غیرخطی لحاظ شده است. جزئیات نحوه مدل‌سازی مورد نظر در این تحقیق در شکل (6) نشان داده شده است.



شکل 6- مدل اجزای محدود تک خطی تحقیق فوق و مدل

سه‌بعدی آزمون Kettler و همکاران (2019) و شرایط مرزی BC1

تا BC3

به پیشنهاد Darestani و همکاران (2019)، تعداد المان‌های تقسیم شده به دو برابر افزایش یافت. علاوه بر این، به منظور محاسبه آثار غیرخطی‌های هندسی، تغییر شکل‌های بزرگ با استفاده از تبدیل هندسی "Co-rotational" در OpenSees در نظر گرفته شد. در مدل اجزای محدود از مصالح فولادی دوخطی تک‌محوری با سخت‌شدگی سینماتیک برای شبیه‌سازی نبشی فولادی استفاده می‌شود و مشخصات فولاد مصرفی مطابق نتایج آزمون کشش نبشی‌های مورد آزمون مطالعه Kettler و همکاران (2019) لحاظ گردید.

### 6- تحلیل رفتار خرابی نبشی‌ها

#### 6-1- تحلیل رفتار خرابی نبشی‌ها و مقایسه با نتایج

##### مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته

در این بخش، عملکرد مدل عددی در پیش‌بینی ظرفیت فشاری محوری نبشی فولادی با توجه به نتایج آزمون Kettler و همکاران (2019) مورد بررسی قرار می‌گیرد.

### جدول 1- مشخصات سختی اتصالات

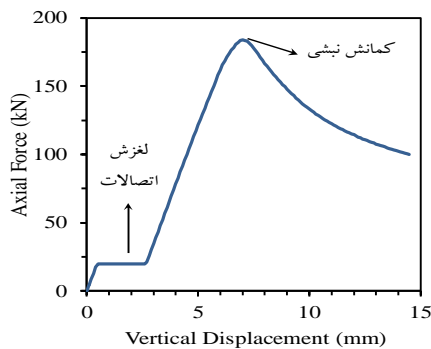
سختی	نوع اتصال	
	تک‌پیچه	دوپیچه
$K_x$	بر اساس مدل Ungkurapinan و همکاران (2003) و مشخصات اتصالات	
$K_y$	صلب	صلب
$K_z$	صلب	صلب
$K_{rot,x}$	صلب	صلب
$K_{rot,y}$	مفصلی	صلب
$K_{rot,z}$	صلب	صلب

نرم‌افزار المان محدود OpenSees قادر به در نظر گرفتن اثر کمانش در یک سیستم می‌باشد. به توجه به توصیه Uriz و همکاران (2008) برای لحاظ اثر کمانش در OpenSees، هر عنصر باید به حداقل دو المان beam-column غیرالاستیک با حداقل سه نقطه انتگرال‌گیری تقسیم شود. در این تحقیق برای بررسی ناکاملی خطای ساخت در اعضا و لحاظ اثر کمانش، برای به‌دست آوردن دقت قابل قبول تری از رفتار کمانشی مقطع نبشی و با توجه

### جدول 2- مشخصات نمونه‌های مورد آزمون و مقایسه بارهای نهایی تحلیل عددی نسبت به بارهای نهایی آزمایشگاهی

نمونه آزمون	مقطع نبشی	تعداد پیچ	شرایط تکیه‌گاهی	$L_{member}$ mm	$t_{imp}$ mm	$N_R$ kN	$N_{R,FEM}$ kN	$\frac{N_{R,FEM} - N_R}{N_R}$ %	$N_{pl}$ kN	$\frac{N_R}{N_{pl}}$ -	$\frac{N_{R,FEM}}{N_{pl}}$ -	حالت خرابی
A1	80×8	2	BC1	1140	0/4	261/1	286/8	9/9	365/9	0/71	0/78	$B_{in}$
A2	80×8	2	BC1	1820	1/45	238/8	245/8	2/9	362/9	0/66	0/68	$B_{in}$
A3	80×8	2	BC1	2630	1/6	215/4	183/8	-14/7	368	0/59	0/5	$B_{out}$
A4	80×8	2	BC2	870	0/25	156/8	159/9	2	364/3	0/43	0/44	$B_{out}$
A5	80×8	2	BC2	1550	1/15	117/8	124/3	5/5	363/1	0/32	0/34	$B_{out}$
A6	80×8	2	BC2	2360	1/45	71/8	78/4	9/2	366	0/2	0/21	$B_{out}$
B1	80×8	2	BC3	1410	0/65	148	121/5	-17/9	397/2	0/37	0/31	$B_{out}$
B2	80×8	2	BC3	2220	1/35	86/4	77/5	-10/3	397/5	0/22	0/2	$B_{in\&out}$
B3	80×8	2	BC3	2770	2/1	61	58/4	-4/3	399/7	0/15	0/15	$B_{in\&out}$
B4	80×8	1	BC1	1140	0/35	162/9	163/5	0/3	398	0/41	0/41	$B_{in}$
B5	80×8	1	BC1	1820	1/15	132/1	111/4	-15/6	399	0/33	0/28	$B_{in}$
C1	80×8	1	BC1	3170	1/1	98/4	98/2	-0/2	390	0/25	0/25	$B_{in}$
C2	80×8	1	BC2	870	0/25	120/9	133/8	10/7	389/3	0/31	0/34	$LP$
C3	80×8	1	BC2	2360	1/05	66	69/3	5/1	390/3	0/17	0/18	$B_{out}$
C4	80×8	1	BC3	1410	0/45	131	125/7	-4	390/1	0/34	0/32	$B_{out}$
C5	80×8	1	BC3	2770	0/8	62/6	61	-2/6	392/4	0/16	0/16	$B_{in\&out}$
D1	80×8	2	BC1	1140	0/6	260/2	316/2	21/5	383/9	0/68	0/82	$B_{in}$
D2	80×8	2	BC1	2630	1/55	177/5	177	-0/3	385/7	0/46	0/46	$B_{in}$
D3	80×8	1	BC1	1140	0/45	154/8	145/1	-6/2	384/8	0/4	0/38	$B_{in}$
D4	80×8	1	BC1	3170	2/55	73/1	61/8	-15/5	386/2	0/19	0/16	$B_{in}$
D5	80×8	1	BC3	320	0/05	145/5	151/2	3/9	381/2	0/38	0/4	$LP$
D6	80×8	1	BC3	470	0/1	151	151	0	385/1	0/39	0/39	$LP$
D7	80×8	1	BC3	620	0/15	148/8	151/3	1/6	382/1	0/39	0/4	$LP$
D8	80×8	1	BC3	770	0/25	145	151/3	4/4	383/8	0/38	0/39	$LP$
E1	120×12	2	BC1	1850	1/1	488/4	535	9/5	827/9	0/59	0/65	$B_{out}$
E2	120×12	2	BC1	3170	2/85	357/2	345/3	-3/3	826/5	0/43	0/42	$B_{out}$
E3	120×12	2	BC1	4200	2/65	267/1	240/1	-10/1	826/3	0/32	0/29	$B_{out}$

از طرفی همان‌طور که انتظار می‌رود اثرات تنش‌های پسماند به‌ویژه در محدوده پارامتر لاغری پایین، مؤثرتر بوده به‌طوری که اختلاف نتایج آزمون و تحلیل عددی در این محدوده بیشتر شده و بین 10- درصد تا 14/5+ درصد قرار می‌گیرد. شکل (9)، منحنی نیرو- تغییرمکان تحلیل عددی، مرحله لغزش اتصالات و کمانش نبشی برای نبشی A3 را نشان می‌دهد.

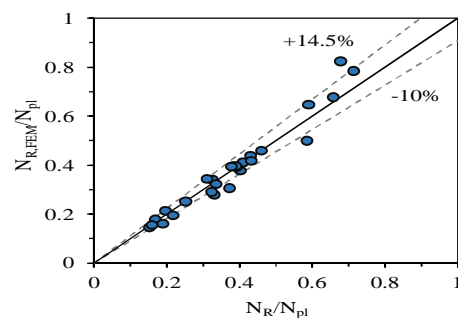


شکل 9- منحنی نیرو- تغییرمکان تحلیل عددی برای نبشی A3

شکل (10) مقایسه‌ای از منحنی‌های نیرو- تغییرمکان مدل عددی و تجربی را برای شرایط مرزی BC1 (تکیه‌گاه گیردار) برای نمونه A2 با اتصالات دوپیچه ارائه می‌دهد. رخداد کمانش حول محور موازی با ورق تکیه‌گاه برای مدل عددی و آزمون تجربی در شکل مشاهده می‌شود. همان‌طور که مشاهده می‌شود تطابق خوبی بین بار نهایی مدل اجزای محدود و مدل تجربی وجود دارد اما تفاوت قابل توجهی در ثبت رخدادهای لغزش اتصالات بین مدل عددی و آزمایشگاهی است. در مدل آزمایشگاهی در محدوده بارگذاری بین 150 کیلو نیوتن تا 200 کیلو نیوتن، دو پیچ در اتصال بالا لغزشی حدود 4 میلی‌متر را نشان می‌دهند. هنگام رسیدن به بارگذاری 200 کیلو نیوتن، دو پیچ اتصال پایین نیز تقریباً دو میلی‌متر لیز می‌خورند که منجر به افزایش ناگهانی تغییرشکل عمودی در سطح مقطع میانی و در بالای نمونه می‌شود و پس از لغزش، بارگذاری مجدداً افزایش یافته تا به بار نهایی  $N_R$  می‌رسد. در حالی که در مدل عددی رخداد لغزش در محدوده 20 کیلو نیوتن اتفاق می‌افتد. دلیل این موضوع تفاوت نحوه اجرای اتصالات پیچی است. همان‌طور که قبلاً هم اشاره شد اتصالات مدل تجربی از نوع پیش- تنیده و اتصالات مدل عددی از نوع اتکایی (اتصالات مرسوم دکل- های مشبک) بر مبنای مدل Ungkurapinan و همکاران (2003) است. فلذا لحظه رخداد لغزش اتصالات در مدل عددی و تجربی متفاوت می‌باشد. البته با توجه به میزان مرسوم رواداری‌های ساخت و وجود سخت‌شوندگی در مرحله اول لغزش نمودار در مدل آزمایشگاهی، به نظر می‌آید که ثبت لغزش اتصالات در گزارش Kettler و همکاران، مرحله توام لغزیدن و اتکا اتصالات به یکدیگر می‌باشد.

برای هر نبشی تک و یا دوپیچه و شرایط مختلف مرزی تکیه- گاه‌ها، نسبت مقدار محاسبه شده از نتایج تحلیلی بر مقاومت فشاری محوری پلاستیک در منحنی‌های ستون نشان داده شده و با مقادیر تجربی مقایسه می‌شود. در جدول (2) علاوه بر مشخصات نمونه‌های مورد آزمون، مقایسه‌ای بین بارهای نهایی آزمایش‌های تجربی Kettler ( $N_R$ ) و بارهای نهایی محاسبه شده توسط مدل نرم‌افزار اجزای محدود ( $N_{R,4FEM}$ ) مورد نظر در این تحقیق، نشان داده شده است. محاسبات مدل‌سازی در این بخش بر اساس ناکاملی هندسی ناشی از ساخت روی نبشی تقسیم شده به چهار المان با ایجاد انحنای اولیه معادل  $\theta_{imp,FEM} = L/300$  مطابق پیشنهاد Kettler و همکاران (2019) انجام شده است. همان‌طور که در ابتدای بخش 5 توضیح داده شد، ورودی‌ها و محاسبات نرم‌افزاری اجزای محدود با داده‌های هندسی و مشخصات اندازه-گیری شده مصالح که در بخش 4 و مطالعه Kettler و همکاران (2019) اشاره گردید انجام شده است. لازم به ذکر است فقط ناکاملی‌های هندسی در نظر گرفته شده است و ناکاملی‌هایی مانند تنش‌های پسماند لحاظ نشده است. در جدول (2) علاوه بر این مقادیر، به مقاومت محوری پلاستیک  $N_{pl}$  نیز اشاره شده است. دو ستون آخر این جدول نیز اطلاعات بیشتری در مورد حالت خرابی آزمون انجام شده توسط Kettler ارائه می‌دهد. حالت‌های خرابی با پارامترهای زیر طبقه‌بندی می‌شوند:

- "B" نشان‌دهنده کمانش حول محور مشخص شده ("داخل" یا "خارج" از صفحه)؛
  - "LP" نشان‌دهنده مکانیزم لهیدگی و خرابی محلی پلاستیک.
- شکل (8) یک مقایسه ظاهری بین محاسبات عددی و آزمایش‌ها، بر اساس پارامترهای بی‌بعد  $N_R/N_{pl}$  و  $N_{R,FEM}/N_{pl}$  را ارائه می‌کند. می‌توان ملاحظه نمود که محاسبات اجزای محدود بر اساس روش ارائه شده، بارهای نهایی آزمایش‌ها را به خوبی پیش‌بینی می‌کند به‌طوری که در 78 درصد نمونه‌ها اختلاف زیر 5 درصد است.

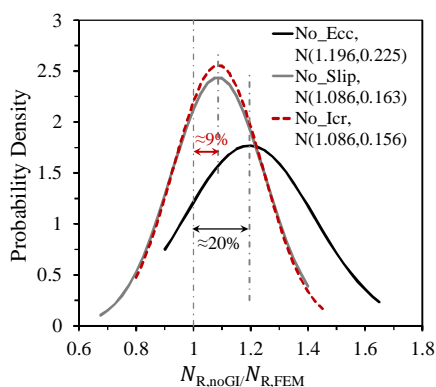


شکل 6- مقایسه نیروهای محوری نهایی نتایج عددی تحقیق فوق ( $N_{R,FEM}$ ) با نتایج تجربی Kettler و همکاران ( $N_R$ )

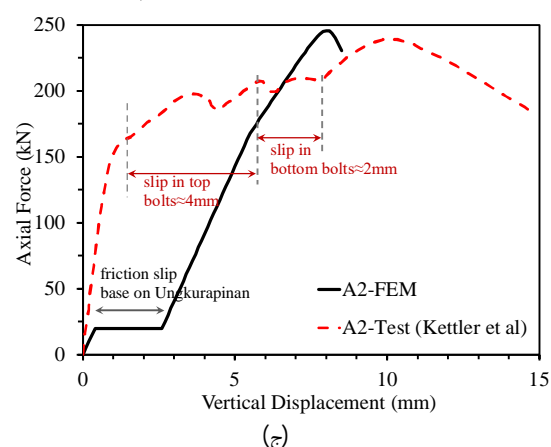
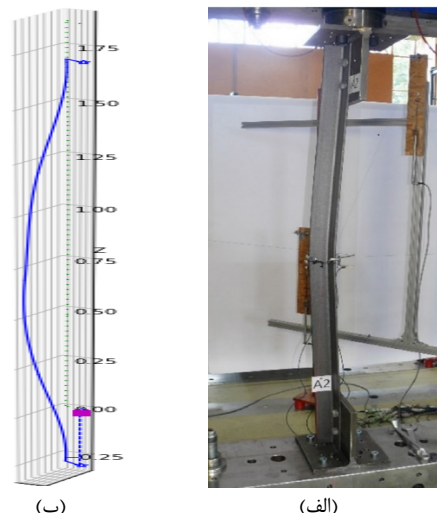
3) محاسبات عددی بدون لحاظ لغزش اتصالات انجام شد که منجر به بارهای نهایی  $N_{R, noslip}$  شد.

در بخش قبل نشان داده شد که محاسبات مدل سازی بر اساس ناکاملی هندسی ناشی از انحنای اولیه، خروج از مرکزیت و لغزش اتصالات، نتایج مناسبی را ارائه نمود، بنابراین این مدل به عنوان یک مدل و معیار جامع که تمامی ناکاملی های هندسی در آن لحاظ شده جهت مقایسه با سایر مدل ها استفاده خواهد شد. در این راستا در این بخش، مدل سازی اجزای محدود بر اساس سه حالت ذکر شده ( $N_{R, noecc}$ ،  $N_{R, noslip}$  و  $N_{R, noicr}$ ) انجام شد و با محاسبات مدل جامع (NR, FEM) مقایسه گردید که نتایج آن در جدول (3) ارائه گردیده است. نتایج محاسبات و مقایسه بین حالت بدون انحنای اولیه و نیروهای اصلی نهایی نشان می دهد که در برخی موارد (مانند A3 و E2) لحاظ این ناکاملی تأثیر بسزایی در پیش بینی رفتار خرابی دارد. از طرفی در سایر مواردی که اختلاف بین مقاومت تحلیل حالت بدون انحنای اولیه و نتایج نمونه های آزمایشی ناچیز است به علت ناکاملی هندسی بسیار کوچک در انحنای اولیه نمونه آزمایش شده ( $e_{imp}$ ) است که در مطالعه Kettler و همکاران (2019) صراحتاً به آن اشاره شده است. میانگین مقادیر نسبت نیروهای مدل بدون لحاظ خروج از مرکزیت و نیروهای مدل جامع، 1/2 است که نشان از تأثیر مهم خروج از مرکزیت در پیش بینی صحیح نیروهای نهایی است و عدم لحاظ آن منجر به پیش بینی مقادیر بالاتری از نیروهای خرابی واقعی می شود که قابل انتظار است. مقایسه بین نسبت  $N_{R, FEM}$  و  $N_{R, noslip}$  نشان می دهد، میانگین مقادیر نسبت نیروهای مدل بدون لحاظ لغزش اتصالات و نیروهای مدل جامع، 1/09 است، که حاکی از تأثیر به مراتب کمتر این نوع ناکاملی نسبت به ناکاملی های خروج از مرکزیت و انحنای اولیه در پیش بینی نیروی نهایی است. البته بدیهی است که لحاظ لغزش اتصالات تأثیر بسزایی در پیش بینی صحیح تغییر مکان عضو خواهد داشت. جمع بندی نتایج فوق در شکل (11) Error! Reference

source not found. نشان داده شده است.



شکل 11- مقایسه توزیع های نرمال برآزش شده بر اساس مطالعه پارامتریک حساسیت به ناکاملی های هندسی



شکل 10- مقایسه نیروی محوری و تغییر شکل ها بین تحلیل عددی و آزمون تجربی Kettler و همکاران: نمونه A2: الف) نبشی تحت آزمون فشاری، ب) کماتش نبشی در مدل عددی، ج) منحنی نیرو- تغییر مکان تحلیل عددی و آزمون تجربی

## 6-2- بررسی پارامتریک حساسیت به ناکاملی هندسی

بر اساس مدل اجزای محدود با در نظر گرفتن داده های هندسی و مشخصات مصالح، یک مطالعه پارامتریک عددی به منظور بررسی تأثیر عیوب هندسی ناشی از انحنای اولیه، خروج از مرکزیت و لغزش اتصالات بر بارهای نهایی انجام شده است. در این بررسی، ابعاد مقطع و پارامترهای مصالح بدون تغییر باقی مانده اند، در حالی که مدل های اجزای محدود دیگری توسعه یافت که سه حالت زیر را پوشش می دهند:

1) محاسبات عددی بدون هیچ گونه نقص و انحنای اولیه انجام

شد که منجر به بارهای نهایی  $N_{R, noicr}$  شد؛

2) محاسبات عددی بدون لحاظ خروج از مرکزیت انجام شد

که منجر به بارهای نهایی  $N_{R, noecc}$  شد؛

جدول 3- نتایج مطالعه پارامتریک حساسیت به ناکاملی انحنای اولیه، خروج از مرکزیت و لغزش اتصالات

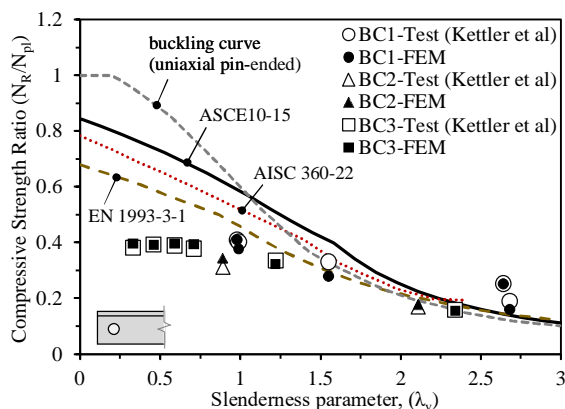
نمونه آزمون	$N_R$	$N_{R,FEM}$	$N_{R,noicr}$	$N_{R,noecc}$	$N_{R,noslip}$	$\frac{N_{R,noicr}}{N_{R,FEM}}$	$\frac{N_{R,noecc}}{N_{R,FEM}}$	$\frac{N_{R,noslip}}{N_{R,FEM}}$
	kN	kN	kN	kN	kN	-	-	-
A1	261/1	286/8	287/4	286/9	292/2	1	1	1/02
A2	238/8	245/8	288	257/2	226/1	1/17	1/05	0/92
A3	215/4	183/8	265/8	200/7	166	1/45	1/09	0/9
A4	156/8	159/9	156/9	260/5	172/2	0/98	1/63	1/08
A5	117/8	124/3	121/7	191/9	145/4	0/98	1/54	1/17
A6	71/8	78/4	87/9	126/8	108/3	1/12	1/62	1/38
B1	148	121/5	117	166/2	142/9	0/96	1/37	1/18
B2	86/4	77/5	76	90	95/8	0/98	1/16	1/23
B3	61	58/4	58/2	63/9	72/9	1	1/09	1/25
B4	162/9	163/5	151/2	151/2	148/3	0/93	0/93	0/91
B5	132/1	111/4	142/1	150/9	112/7	1/28	1/35	1/01
C1	98/4	98/2	82/6	92/1	66/3	0/84	0/94	0/68
C2	120/9	133/8	147	150/8	170/7	1/1	1/13	1/28
C3	66	69/3	68/4	77/8	86/4	0/99	1/12	1/25
C4	131	125/7	120/9	150/7	147/7	0/96	1/2	1/17
C5	62/6	61	60/6	66/6	76/4	0/99	1/09	1/25
D1	260/2	316/2	323/4	319/3	299/2	1/02	1/01	0/95
D2	177/5	177	245/2	194	160/2	1/39	1/1	0/9
D3	154/8	145/1	151	151/1	146/3	1/04	1/04	1/01
D4	73/1	61/8	78/9	87/9	63/6	1/28	1/42	1/03
D5	145/5	151/2	151/1	151/3	194	1	1	1/28
D6	151	151	150/9	151/2	189/8	1	1	1/26
D7	148/8	151/3	151/1	151/3	181/4	1	1	1/2
D8	145	151/3	150/8	151/2	175/3	1	1	1/16
E1	488/4	535	656/5	667/8	510/2	1/23	1/25	0/95
E2	357/2	345/3	461/6	519	325/6	1/34	1/5	0/94
E3	267/1	240/1	316	398/6	230/6	1/32	1/66	0/96

مربوطه با استفاده از نمودارهای  $N_R/N_{pl}$  بر اساس  $\lambda_v$  مقایسه شده است. با توجه به تأثیر شرایط گیرداری اتصالات بر روی ضوابط طراحی و نتایج تجربی و عددی، شکل‌های فوق بر اساس تک‌پیچه و دوپیچه بودن اتصالات ارائه شده است. شکل (12) نتایج 11 تحلیل عددی را بر روی مقاطع  $L80 \times 8$  با اتصالات دوپیچه نشان می‌دهد. آزمون‌های تجربی Kettler و همکاران (2019) نیز در شکل جهت مقایسه آورده شده است. شکل (12) هر سه شرایط مرزی BC1 (تکیه‌گاه گیردار) و BC2 (تکیه‌گاه لبه چاقو) و BC3 (تکیه‌گاه مفصلی) را شامل می‌شوند. تحلیل‌های عددی اجزای محدود مطابقت خوبی با آزمایش‌ها نشان می‌دهند. نتایج عددی نشان داده شده در شکل (8) برای BC3 تطابق با رفتار نظری را برای مقاطع نبشی با تکیه‌گاه کاملاً مفصلی را به‌خوبی نشان می‌دهد. بدیهی است که تفاوت مقاومت بین BC1 و BC2 نسبت

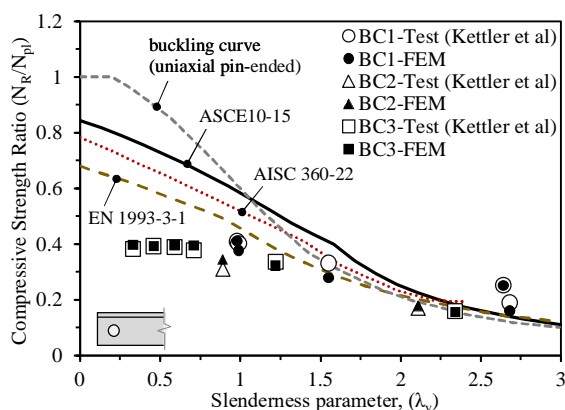
در این شکل بر روی هیستوگرام داده‌های هر یک از سه ستون آخر جدول (3)، یک منحنی نرمال برازش شده است. به‌منظور نمایش و مقایسه هرچه بهتر منحنی‌ها، هیستوگرام داده‌ها حذف شده است. در این شکل، اختلاف میانه و همچنین پراکندگی داده‌های مرتبط با مدل بدون لحاظ خروج از مرکزیت و نیروهای مدل جامع نسبت به ناکاملی‌های دیگر کاملاً مشهود است.

### 3-6- تحلیل رفتار خرابی نبشی‌ها و مقایسه با استانداردهای طراحی

در این بخش نتایج تحلیل عددی تحقیق فوق بر اساس مدل عددی و نتایج آزمایش‌های انجام شده توسط Kettler ( $N_R$ ) به همراه منحنی‌های استانداردهای طراحی ارائه خواهد شد. در شکل (12) تا (14) نتایج آزمون و تحلیل عددی با استانداردهای طراحی



شکل 13- مقایسه نتایج تحلیل عددی برای اتصالات تک پیچچه با استانداردهای طراحی و آزمون Kettler و همکاران

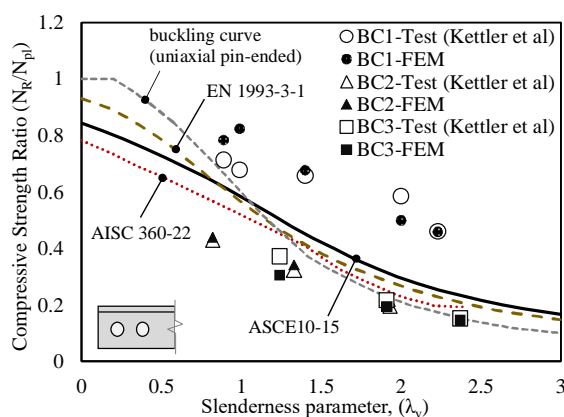


شکل 13- مقایسه نتایج تحلیل عددی برای اتصالات تک پیچچه با استانداردهای طراحی و آزمون Kettler و همکاران

با مقایسه نتایج BC2 (تکیه‌گاه لبه چاقو) و BC3 (تکیه‌گاه مفصلی) در شکل (12) و شکل (13) با یکدیگر، می‌توان تأیید کرد که مقاومت کمانش برای اتصالات تک پیچچه و دو پیچچه تاحدودی یکسان است اما در اتصالات دو پیچچه در شرایط تکیه‌گاهی BC1 (انتهای گیردار) ظرفیت بارگذاری به‌طور قابل توجهی افزایش می‌یابد. از طرفی با بررسی نتایج و نمودارهای آیین‌نامه‌های مختلف مشخص می‌شود که برای اعضا با لاغری کم به‌ویژه برای شرایط BC2 (تکیه‌گاه لبه چاقو) و BC3 (تکیه‌گاه مفصلی) در اغلب آیین‌نامه‌ها اختلافات قابل توجهی دیده می‌شود. این موضوع همان‌طور که در بخش‌های قبلی اشاره شد ناشی از وقوع حالت خرابی محلی پلاستیک در اتصالات در نمونه‌های تک پیچچه با لاغری کم است که موجب شده با وجود بالا بودن ظرفیت عضو نبشی، ظرفیت مجموعه کاهش یابد. البته ذکر این نکته مهم ضروری است که در طراحی اعضا با لاغری کم به‌ویژه در دکل‌های خطوط انتقال نیرو از اتصالات تک پیچچه استفاده نمی‌شود. در این خصوص باید توجه داشت عموماً در طراحی دکل‌های انتقال نیرو، اتصالات به‌گونه‌ای طراحی می‌شوند که ظرفیت آن‌ها از ظرفیت

به BC2 و BC3 بیشتر است. به‌طور کلی در این شکل تأثیر بالای شرایط مرزی مختلف کاملاً مشهود است.

با بررسی نتایج و نمودارهای آیین‌نامه‌های مختلف مشخص می‌شود که ضوابط آیین‌نامه‌ها برای شرایط کاملاً گیردار (BC1)، محافظه‌کارانه است از طرفی با توجه به این‌که شرایط مرزی تیکه-گاهی در اعضا دکل‌های خطوط انتقال نیرو، نه کاملاً گیردار و نه کاملاً مفصلی است، به‌نظر می‌آید ضوابط آیین‌نامه ASCE10-15 که شرایط میانه‌ای را اتخاذ نموده مناسب‌تر از سایر آیین‌نامه‌ها است. از طرفی باید اشاره نمود که آیین‌نامه ASCE10-15 نسبت به سایر آیین‌نامه‌ها جزئیات بیشتری از شرایط اتصال را (خروج از مرکزیت و صلبیت اتصال) به‌عنوان ورودی جهت طراحی اخذ می‌نماید.



شکل 12- مقایسه نتایج تحلیل عددی برای اتصالات دو پیچچه با استانداردهای طراحی و آزمون Kettler و همکاران

شکل (13) نتایج 13 آزمایش بر روی مقاطع  $L80 \times 8$  با اتصالات تک پیچچه را نشان می‌دهد. مجدداً نتایج آزمایش‌های Kettler و همکاران نیز ارائه شده است. باید توجه داشت که در مطالعه تجربی Kettler و همکاران (2019)، اتصالات پیچ و مهره-ای آزمونه‌ها به‌صورت اتصالات پیش‌تنیده اجرا شده است و تنها اتصالات آزمونه D4 با دست محکم شده است. از طرفی رفتار اتصالات پیاده شده در مدل عددی تحقیق فوق، بر مبنای اتصالات اتکایی در دکل‌های خطوط انتقال نیرو بر اساس مطالعات Ungkurapinan و همکاران (2003) می‌باشد. در این خصوص در شکل (13) اثر اتصال پیش‌تنیده پیچ‌ها برای نسبت لاغری بالا تا حدودی قابل مشاهده است. این موضوع نشان می‌دهد که اتصالات پیش‌تنیده می‌تواند مقاومت کمانش قطعه را تا حدودی افزایش دهد، اما تأثیر شرایط مرزی مختلف تکیه‌گاهی مهم‌تر از موضوع پیش‌تنیدگی اتصالات است.

• نتایج حاصل از تحلیل‌های عددی با توجه به لحاظ اثر ناکاملی‌های هندسی (خروج از مرکزیت، لغزش اتصالات و انحنای اولیه)، تطابق خوبی را با نتایج مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته در این زمینه نشان داد. به طوری که حداکثر اختلاف بین محاسبات عددی و آزمایش‌ها، بر اساس پارامترهای بی‌بعد  $N_r/N_{pl}$  و  $N_r/N_{pl}$ ، 14/5% و در 78 درصد نمونه‌ها اختلاف زیر 5 درصد ثبت گردید. از طرفی رویکرد فوق بر خلاف پیچیدگی مدل - سازی‌های پوسته‌ای و سه‌بعدی، ساده بوده و سرعت مدل‌سازی و تحلیل را بهبود می‌بخشد.

• نتایج محاسبات و مقایسه بین حالت بدون انحنای اولیه و نیروهای اصلی نهایی نشان می‌دهد که در برخی موارد لحاظ این ناکاملی تأثیر بسزایی در پیش‌بینی رفتار خرابی دارد. از طرفی در سایر مواردی که اختلاف بین مقاومت تحلیل حالت بدون انحنای اولیه و نتایج نمونه‌های آزمایشی ناچیز است به علت ناکاملی هندسی بسیار کوچک در انحنای اولیه نمونه آزمایش شده است.

• لحاظ ناکاملی ناشی از خروج از مرکزیت در نبشی‌های فولادی به علت اتصال از طریق یک بال، تأثیر بسزایی در پیش‌بینی صحیح نیروهای نهایی دارد که ناشی از ایجاد لنگرهای متمرکز و در نتیجه تغییر نیروهای داخلی عضو است. به طوری که نتایج در مطالعه حاضر نشان داد، میانگین نیروهای نهایی نمونه‌های مدل عددی با لحاظ خروج از مرکزیت نسبت به نیروهای مدل عددی بدون لحاظ خروج از مرکزیت، 20% اختلاف دارد.

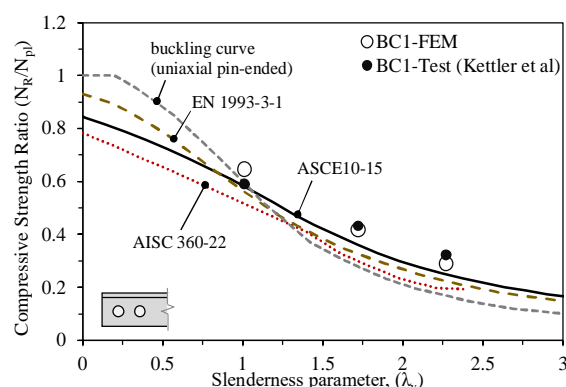
• بررسی پارامتریک حساسیت به ناکاملی لغزش اتصالات حاکی از تأثیر به مراتب کمتر این نوع ناکاملی نسبت به ناکاملی‌های خروج از مرکزیت در پیش‌بینی نیروی نهایی است. به طوری که نتایج در مطالعه حاضر نشان داد، میانگین نیروهای نهایی نمونه‌های مدل عددی با لحاظ لغزش اتصالات نسبت به نیروهای مدل - عددی بدون لحاظ لغزش اتصالات، 9% اختلاف دارد در حالی که این موضوع در خصوص ناکاملی خروج از مرکزیت حاکی از 20% اختلاف است. البته بدیهی است که لحاظ لغزش اتصالات تأثیر بسزایی در پیش‌بینی صحیح تغییر مکان عضو خواهد داشت.

• با بررسی نتایج و نمودارهای آیین‌نامه‌های مختلف مشخص می‌شود که ضوابط آیین‌نامه‌ها برای شرایط کاملاً گیردار (BC1)، محافظه کارانه است و مقاومت فشاری نهایی آن‌ها نیز به - طور قابل توجهی بالاتر از ضوابط آیین‌نامه‌های فعلی است.

• برای اعضا با لاغری کم به ویژه برای شرایط BC2 (تکیه‌گاه لبه چاقو) و BC3 (تکیه‌گاه مفصلی) در اغلب آیین‌نامه‌ها اختلاف قابل توجهی دیده می‌شود. این موضوع ناشی از وقوع حالت خرابی اتصالات در نمونه‌های تک‌پیچ با لاغری کم است که موجب شده با وجود بالا بودن ظرفیت عضو نبشی، ظرفیت مجموعه کاهش یابد.

اعضا متصل بیشتر باشد.

شکل (14) نتایج تحلیل عددی و آزمایش تجربی را بر روی سه مقطع  $L120 \times 12$  با اتصالات دوپیچه را نشان می‌دهد (E1، E2، E3). شرایط مرزی تکیه‌گاهی در این حالت از نوع BC1 (کاملاً گیردار) است. تطابق بسیار خوبی بین نتایج آزمون و محاسبات عددی مشهود است. همچنین می‌توان تأیید کرد که آیین‌نامه‌های طراحی اروپایی (EN 1993-3-1) و همچنین آیین‌نامه‌های طراحی آمریکایی (AISC 360-22 و ASCE10-15) پیش‌بینی‌های محافظه کارانه تری برای مقاومت کمانش اعضا برای پارامترهای لاغری بالا ارائه می‌دهد.



شکل 14- مقایسه نتایج تحلیل عددی  $L120 \times 12$  برای اتصالات دوپیچه با استانداردهای طراحی و آزمون Kettler و همکاران

لازم به توضیح است با مقایسه نتایج BC1 (تکیه‌گاه گیردار) در شکل (12) و شکل (14) با یکدیگر، مشخص می‌شود که مقاومت نهایی برای این نوع شرایط مرزی تکیه‌گاهی متأثر از نوع مقطع است. به طوری که برای نبشی با مقطع  $L80 \times 8$  بارهای نهایی بیشتری نسبت به مقطع  $L120 \times 12$  با توجه به منحنی‌های آیین‌نامه‌ای حاصل می‌شود. دلیل این امر استفاده از ضخامت صفحه اتصال یکسان با مقدار  $t=25\text{mm}$  برای هر دو نوع مقطع است. بنابراین سختی دورانی حول محور Z (سختی خمشی صفحه اتصال) برای هر دو نوع مقطع یکسان بوده و در نتیجه سختی مجموع ناحیه اتصال (صفحه و نبشی) برای نبشی با مقطع  $L80 \times 8$  نسبت به مقطع  $L120 \times 12$  مطلوب‌تر و شرایط بهتری خواهد داشت.

## 7- نتیجه‌گیری

مدل‌سازی ناکاملی‌های هندسی در این تحقیق و تحلیل‌های عددی انجام شده بر روی نبشی‌های تک فولادی با اتصالات تک پیچه و دوپیچه و مقایسه آن با مطالعات آزمایشگاهی انجام یافته و ضوابط آیین‌نامه‌ها، نتایج زیر را ارائه می‌کند:

## 8- مراجع

- Fu X, Li H, "Uncertainty analysis of the strength capacity and failure path for a transmission tower under a wind load", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2018, 173, 147-155. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2017.12.009>
- Fu X, Li HN, Li G, "Fragility analysis and estimation of collapse status for transmission tower subjected to wind and rain loads", *Structural Safety*, 2016, 58, 1-10. <https://doi.org/10.1016/j.strusafe.2015.08.002>
- Fu X, Wang J, Li H, Li JX, Yang LD, "Full-scale test and its numerical simulation of a transmission tower under extreme wind loads", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2019, 190, 119-133. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2019.04.011>
- He S, Jiang Z, Cai J, "Investigation on simulation methods of initial geometric imperfection distribution in elasto-plastic stability analysis of single-layer reticulated shells", *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2017, 22 (4), 1193-1202. <https://doi.org/10.1007/s12205-017-0879-0>
- Huseyin K, Mandadi V, "On the imperfection sensitivity of compound branching", *Ingenieur-Archiv*, 1977, 46 (4), 213-222. <https://doi.org/10.1007/BF00536957>
- Jiang W, Liu YP, Chan SL, Wang ZQ, "Direct analysis of an ultrahigh-voltage lattice transmission tower considering joint effects", *Journal of Structural Engineering*, 2017, 143 (5). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001736](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001736)
- JGJ 7, "Technical Specification for Space Frame Structures", China Architecture Industry Press, Beijing, 2010.
- Kettler M, Lichtl G, Unterweger H, "Experimental tests on bolted steel angles in compression with varying end supports", *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 155, 301-315. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.12.030>
- Kiessling F, Nefzger P, Nolasco JF, Kaintzyk U, "Overhead power lines: Planning, design, construction", 2003rd ed. Berlin, Germany: Springer, 2014.
- Koiter WT, "On the stability of elastic equilibrium", National Aeronautics and Space Administration, 1967.
- Lee PS, McClure G, "Elastoplastic large deformation analysis of a lattice steel tower structure and comparison with full-scale tests", *Journal of Constructional Steel Research*, 2007, 63 (5), 709-717. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.06.041>
- Mahmoudi A, Jafari MA, Nasrollahzadeh K, "Reliability-based approach for fragility analysis of lattice transmission tower in the type test", *Scientia Iranica*, 2022, 29 (3), 1125-1141. <https://doi.org/10.24200/sci.2021.58347.5683>
- Mohammadi Darestani Y, Shafieezadeh A, Cha K, "Effect of modelling complexities on extreme wind hazard performance of steel lattice transmission towers", *Structure and Infrastructure Engineering*, 2019, 16 (6), 898-915. <https://doi.org/10.1080/15732479.2019.1673783>
- Pastor MM, Bonada J, Roure F, Casafont M, "Residual stresses and initial imperfections in non-linear analysis", *Engineering Structures*, 2013, 46, 493-507. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.05.011>
- AISC 360-22, "Specification for Structural Steel Buildings", ANSI, Chicago, 2022.
- ASCE 10-15, "Design of latticed steel transmission structures, ASCE/SEI 10-15", American Society of Civil Engineers, Reston, Virginia, 2015.
- Asgarian B, Dadras Eslamlou S, Zaghi AE, Mehr M, "Progressive collapse analysis of power transmission towers", *Journal of Constructional Steel Research*, 2016, 123, 31-40. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.04.021>
- Balagopal R, Ramaswamy A, Palani GS, Prasad Rao N, "Simplified bolted connection model for analysis of transmission line towers", *Structures*, 2020, 27, 2114-2125. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.08.029>
- Bathon L, Mueller WH, Kempner L, "Ultimate load capacity of single steel angles", *Journal of Structural Engineering*, 1993, 119 (1), 279-300. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1993\)119:1\(279\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:1(279))
- Bernard ES, Coleman R, Bridge RQ, "Measurement and assessment of geometric imperfections in thin-walled panels", *Thin-Walled Structures*, 1999, 33 (2), 103-126. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(98\)00043-3](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(98)00043-3)
- Bhilawe JV, "Study of equal angle subjected to compression for bolted end connection", *Journal of The Institution of Engineers (India): Series A*, 2017, 99 (1), 123-132. <https://doi.org/10.1007/s40030-017-0245-8>
- Bruno L, Sassone M, Venuti F, "Effects of the equivalent geometric nodal imperfections on the stability of single layer grid shells", *Engineering Structures*, 2016, 112, 184-199. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.01.017>
- Chan SL, Zhou ZH, Chen WF, Peng JL, Pan AD, "Stability analysis of semirigid steel scaffolding", *Engineering Structures*, 1995, 17 (8), 568-574. [https://doi.org/10.1016/0141-0296\(95\)00011-U](https://doi.org/10.1016/0141-0296(95)00011-U)
- Chen X, Shen SZ, "Complete load-deflection response and initial imperfection analysis of single-layer lattice dome", *International Journal of Space Structures*, 1993, 8 (4), 271-278. <https://doi.org/10.1177/026635119300800405>
- Conde B, Villarino A, Cabaleiro M, Gonzalez-Aguilera D, "Geometrical issues on the structural analysis of transmission electricity towers thanks to laser scanning technology and finite element method", *Remote Sensing*, 2015, 7 (9), 11551-11569. <https://doi.org/10.3390/rs70911551>
- CSA S16-19, "Design of steel structures", CSA Group, Toronto, 2019.
- Deng HZ, Huang B, "Study on ultimate bearing capacity of main member in transmission tubular tower leg", *Thin-Walled Structures*, 2018, 127, 51-61. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.01.025>
- EN 1993-1-6, "Eurocode 3: design of steel structures-part 1-6: strength and stability of shell structures", European Committee for Standardization, Brussels, 2007.
- EN 1993-3-1, "Eurocode 3: Design of steel structures-Part 3-1: Towers, masts and chimneys-Towers and masts", CEN, Brussels, 2006.

Stability and Dynamics, 2014, 14 (3), 1350070.  
<https://doi.org/10.1142/S0219455413500703>

507.  
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.08.013>
- Prasad Rao N, Knight GMS, Mohan SJ, Lakshmanan N, "Studies on failure of transmission line towers in testing", *Engineering Structures*, 2012, 35, 55-70.  
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.10.017>
- See T, McConnel RE, "Large displacement elastic buckling of space structures", *Journal of Structural Engineering*, 1986, 112 (5), 1052-1069.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1986\)112:5\(1052\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1986)112:5(1052))
- Selvaraj S, Madhavan M, "Geometric imperfection measurements and validations on cold-formed steel channels using 3D noncontact laser scanner", *Journal of Structural Engineering*, 2018, 144 (3), 04018010.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001993](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001993)
- Tian L, Guo L, Qu B, "Single-angle compression members with both legs bolted at the ends: Design implications from an experimental study", *Journal of Structural Engineering*, 2018, 144 (9).  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002158](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002158)
- Tian L, Pan H, Ma R, Zhang L, Liu Z, "Full-scale test and numerical failure analysis of a latticed steel tubular transmission tower", *Engineering Structures*, 2020, 208, 109919.  
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109919>
- Ungkurapinan N, Chandrakeerthy SRDeS, Rajapakse RKND, Yue SB, "Joint slip in steel electric transmission towers", *Engineering Structures*, 2003, 25 (6), 779-788.  
[https://doi.org/10.1016/S0141-0296\(03\)00003-8](https://doi.org/10.1016/S0141-0296(03)00003-8)
- Uriz P, Filippou FC, Mahin SA, "Model for cyclic inelastic buckling of steel braces", *Journal of Structural Engineering*, 2008, 134 (4), 619-628.  
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2008\)134:4\(619\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:4(619))
- Von Karman TH, Dunn LG, Tsien HS, "The influence of curvature on the buckling characteristics of structures", *Journal of the Aeronautical Sciences*, 1940, 7 (7), 276-289.  
<https://doi.org/10.2514/8.1123>
- Wang J, Li HN, Fu X, Dong ZQ, Sun ZG, "Wind fragility assessment and sensitivity analysis for a transmission tower-line system", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2022, 231, 105233.  
<https://doi.org/10.1016/j.jweia.2022.105233>
- Wang J, Li HN, Fu X, Li Q, "Geometric imperfections and ultimate capacity analysis of a steel lattice transmission tower", *Journal of Constructional Steel Research*, 2021, 183, 106734.  
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106734>
- Zhang J, Xie Q, "Failure analysis of transmission tower subjected to strong wind load", *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 160, 271-279.  
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.05.041>
- Zhou Z, Wu J, Meng S, "Influence of member geometric imperfection on geometrically nonlinear buckling and seismic performance of suspen-dome structures", *International Journal of Structural*