

ANALISIS SAMBUNGAN *MORTISE-TENON* KOLOM BETON PRACETAK DENGAN PIPA BAJA DIISI BETON

Andrew Hartanto Jusuf¹, Daniel Christianto^{2*}, Wati Asriningsih Pranoto¹, Sunarjo Leman², dan Tavio³

¹Program Studi Magister Teknik Sipil, Universitas Tarumanagara, Jl. Letjen S. Parman No.1 Jakarta
andrew.327231009@stu.untar.ac.id

²Program Studi Sarjana Teknik Sipil, Universitas Tarumanagara, Jl. Letjen S. Parman No.1 Jakarta
danielc@ft.untar.ac.id

³Departemen Teknik Sipil, Institut Teknologi Sepuluh Nopember (ITS), Jl. Sukolilo Surabaya
tavio@ce.its.ac.id

*Corresponding author: danielc@ft.untar.ac.id

Abstrak: Kinerja struktur beton pracetak sangat bergantung pada sambungannya, terutama untuk komponen struktur beton pracetak dengan sambungan kering. Prosedur desain rasional diperlukan untuk memproporsikan spesimen yang akan digunakan dalam studi eksperimental. Dalam penelitian ini, prosedur desain sambungan *mortise-tenon* kolom-ke-kolom beton pracetak yang didasarkan pada spesimen uji meja getar berupa miniatur gedung rangka momen beton pracetak dengan sambungan *dowel* baja akan dikembangkan. Rangka momen khusus beton pracetak tiga tingkat digunakan untuk studi kasus penerapan prosedur desain yang telah dikembangkan. Dalam penelitian ini, pipa baja diisi beton dengan tegangan leleh 550 MPa digunakan untuk menggantikan *dowel* baja. Pipa berukuran Ø130 mm × 20 mm tersebut ditanam sedalam 600 mm ke dalam *mortise* pada ujung kolom atas dan ke dalam kolom bawah berukuran 450 mm × 450 mm agar bertindak sebagai *tenon*. Lubang silinder sedalam 600 mm dibuat di ujung kolom atas dengan menggunakan pipa berukuran Ø150 mm × 10 mm agar bertindak sebagai *mortise*. Beton dengan kuat tekan 35 MPa dan tulangan BJTS-420B digunakan pada semua komponen beton. Distribusi gaya sambungan serupa model Osanai untuk *socket foundation* digunakan untuk desain sambungan. Tiga kasus beban ditinjau dalam desain sambungan, yang meliputi faktor kuat lebih dan asumsi pembentukan sendi plastis balok. Studi kasus yang telah dilakukan menunjukkan bahwa tegangan tumpu, luas sengkang perlu, dan ukuran pipa lebih dipengaruhi oleh momen lentur dibandingkan gaya geser. Pipa baja bermutu tinggi dengan tebal relatif besar diperlukan untuk membatasi ukuran kolom.

Kata kunci: beton pracetak, *mortise-tenon*, pipa baja diisi beton, sambungan kolom-ke-kolom

PENDAHULUAN

Indonesia terdiri dari banyak daerah rawan gempa dengan aktivitas gempa tinggi, sehingga bangunan harus dibuat tahan gempa. Salah satu sistem struktur tahan gempa yang mulai sering digunakan di Indonesia adalah sistem rangka momen beton pracetak, yang dibuat dengan merakit komponen beton yang telah dibuat di pabrik (Kurama et al., 2018). Penggunaan beton pracetak cocok untuk pembangunan berkelanjutan karena dampak lingkungan akibat pengecoran beton dapat lebih dikendalikan di pabrik (Wong & Loo, 2022). Penggunaan beton pracetak dapat mempersingkat waktu konstruksi, meningkatkan kualitas dan durabilitas beton, serta mengurangi pekerjaan lapangan dan penggunaan bekisting. Namun, beton pracetak juga memiliki kekurangan

terutama pada kinerja sambungan yang harus diuji dan perakitan komponen beton pracetak yang sering memerlukan *crane*, *quality control* yang tinggi, dan teknik konstruksi khusus (fib Commission 7, 2003).

Rangka momen beton pracetak dapat didesain dengan sistem monolitik ekuivalen atau emulasi monolitik, sesuai dengan ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019). Pada sistem ini, sambungan-sambungan komponen struktur beton pracetak dibuat dengan memanfaatkan beton cor di tempat dan pendetailan yang mirip konstruksi beton cor di tempat. Hal ini dilakukan agar kinerja, daktilitas, dan disipasi energi struktur serupa dengan rangka momen beton cor di tempat (ACI Committee 318, 2019). Sebagai alternatif, sambungan kering yang memanfaatkan las, baut, profil baja, *grouting*, dan lain-lain

tanpa beton cor di tempat dapat digunakan untuk menyambung komponen struktur beton pracetak, sehingga perakitan struktur dapat lebih cepat (fib Commission 7, 2003). Namun, perilaku sambungan kering ini akan berbeda dengan sambungan monolitik ekuivalen atau emulasi monolitik, sehingga pengujian sambungan harus dilakukan berdasarkan SNI 7834:2012 (Badan Standardisasi Nasional, 2012), ACI 374.1-05 (ACI Committee 374, 2014), atau dokumen lainnya.

Beragam peneliti telah meneliti sambungan kering beton pracetak. Nzabonimpa dan Hong (2019) melakukan studi eksperimental dan numerik pada sambungan kolom-ke-kolom dengan *bolted end-plate* berkekuatan leleh tinggi. Prasetya dan Tavio (2022) melakukan analisis numerik sambungan balok-ke-kolom yang menggunakan baja *hollow* yang disambung ke kolom dan ujung balok dengan baut dan pelat baja, seperti *bolted end-plate connection* pada konstruksi baja. Wang et al. (2022) melakukan uji eksperimental sambungan balok-ke-kolom yang menggunakan profil baja khusus yang ditanam ke dalam kolom dan ujung balok dan disambung dengan baut. Liu et al. (2023) melakukan studi eksperimental dan numerik sambungan balok-ke-kolom dengan ujung balok yang dilebarkan, diletakkan di atas korbek beton, dan disambung ke kolom dengan baut, pengaku, dan pelat baja.

Ding et al. (2020) melakukan uji eksperimental pada sambungan balok-ke-kolom dengan balok kantilever pendek di muka kolom sebagai *mortise* dan ujung balok beton yang diperkuat dengan profil baja, tulangan yang dilas, dan sedikit beton cor di tempat untuk melindungi sambungan sebagai *tenon*. Zhu et al. (2023) melakukan analisis numerik sambungan balok-ke-kolom dengan *dovetail tenon* di ujung balok, *tenon* lurus di ujung bawah kolom atas, dan *mortise* pada ujung atas kolom bawah. Wang et al. (2024) melakukan analisis numerik sambungan balok-ke-kolom dengan *tenon* kait di ujung balok dan di ujung bawah kolom serta tendon prategang di sepanjang sumbu kolom. Yan dan Jiang (2021) melakukan uji eksperimental sambungan kolom-ke-kolom dengan *mortise-tenon* baja

Pada tahun 2022, uji meja getar pada miniatur struktur beton pracetak yang menggunakan sambungan balok-ke-kolom dan

kolom-ke-kolom dengan konsep *mortise-tenon* menunjukkan kinerja seismik struktur yang sangat baik. Semua sambungan kolom-ke-kolom struktur tersebut dibuat dengan menggunakan batang baja (*tenon*) yang dicor dengan kolom atas dan dimasukkan ke dalam lubang berukuran pas (*mortise*) pada kolom bawah. Agar dapat diterapkan pada bangunan aktual, sambungan *mortise-tenon* tersebut masih perlu diuji di laboratorium sesuai dengan peraturan yang berlaku. Spesimen sambungan yang akan diuji harus dibuat dengan prosedur desain rasional yang sudah dikembangkan sebelumnya (ACI Committee 374, 2014). Namun, belum ada prosedur desain rasional untuk sambungan *mortise-tenon* kolom beton pracetak ini.

Dalam penelitian ini, prosedur desain rasional sambungan *mortise-tenon* kolom-ke-kolom beton pracetak akan dikembangkan berdasarkan peraturan dan hasil penelitian yang ada. Pipa baja yang diisi beton digunakan untuk menggantikan batang baja yang bertindak sebagai *tenon*. Model rangka momen khusus beton pracetak 3 tingkat digunakan untuk studi kasus.

Mekanisme transfer gaya sambungan *mortise-tenon*

Sambungan *mortise-tenon* sering digunakan pada konstruksi kayu tradisional dengan memasukkan bagian yang menonjol (*tenon*) pada bagian berlubang atau bertakik (*mortise*) yang dibuat berukuran pas dengan *tenon*. Gaya dan momen pada sambungan ditransfer melalui mekanisme tumpu dan friksi. Pada konstruksi pracetak, mekanisme transfer gaya yang serupa dapat ditemukan pada sambungan kolom beton pracetak ke fondasi dengan sistem *socket foundation*. Sambungan ini dibuat dengan menanamkan kolom beton pracetak ke dalam lubang pada komponen fondasi (*socket*) dan kemudian mengisi celah pada lubang dengan *grouting*. Pada kasus ini, kolom beton bertindak sebagai *tenon* dan komponen fondasi sebagai *mortise*.

Salah satu asumsi distribusi gaya tumpu dan friksi pada *socket foundation* diberikan oleh *Building and Construction Authority* atau BCA (2001), seperti pada Gambar 1(a). Reaksi vertikal (R) di ujung kolom diasumsikan bergeser sejauh $1/6 \times$ dimensi kolom menjauhi sumbu kolom. Kopel gaya horizontal H_A dan H_B diasumsikan bekerja pada jarak $0,1h$ dari ujung

bawah kolom dan ujung atas *socket*. Gaya friksi akibat H_B diperhitungkan dengan menggunakan koefisien friksi (μ) sebesar 0,3 untuk permukaan halus dan 0,7 untuk permukaan kasar. Tulangan vertikal *socket* ditentukan berdasarkan momen di dasar *socket*. Tulangan transversal harus disediakan untuk memikul gaya H_A dan H_B pada *socket* dan kolom dan untuk memikul gaya *bursting* akibat gaya aksial, yang diasumsikan sebesar 11% gaya aksial. Untuk menentukan tulangan tambahan pada *socket*, gaya H_A dapat dikurangi dengan friksi sebesar μR yang timbul dari reaksi vertikal (BCA, 2001).

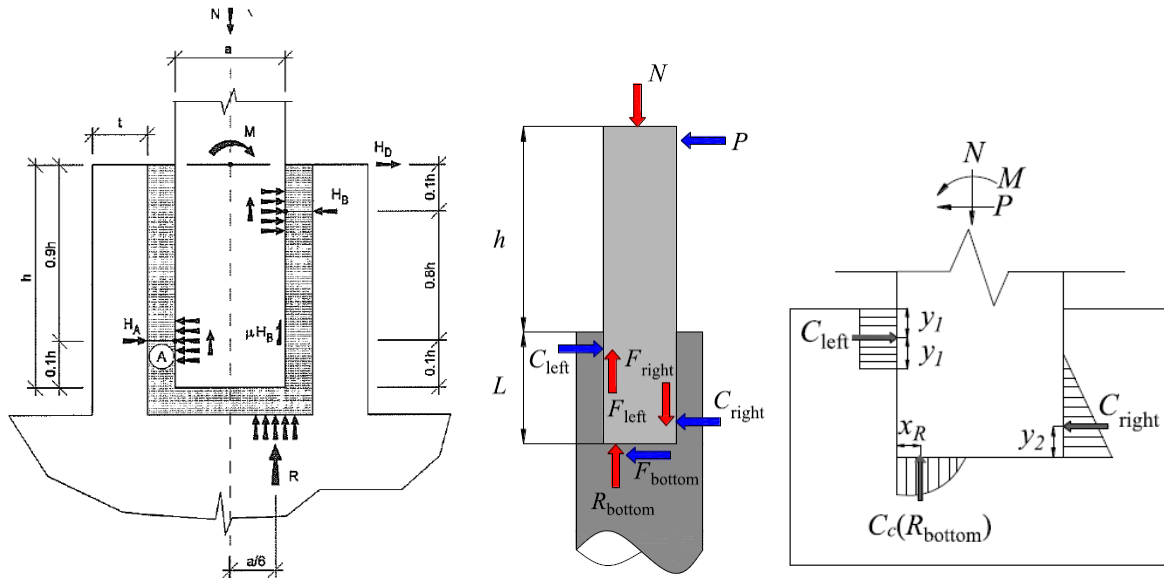
Asumsi distribusi gaya yang lain diberikan oleh Osanai et al. (1996). Lokasi resultan gaya dan distribusi tegangannya diberikan pada Gambar 1(b). Tegangan horizontal dianggap konstan di bagian atas *socket* dan bervariasi secara linear di bagian bawah *socket*. Jarak y_1 dan y_2 diambil sebesar $L/6$ dan $2L/9$. Resultan gaya horizontal

di bagian atas *socket* (C_{left}) dihitung dengan (Osanai et al., 1996):

$$C_{left} = \frac{\left[P \left(h + L - \frac{y_2}{2} \right) \dots \dots \dots + \frac{N}{h} \left(\frac{D}{2} - x_R \right) (\mu D - h - y_1) \right]}{L - y_1 - \frac{y_2}{2} + \mu D} \quad (1)$$

dengan D = dimensi kolom sejajar gaya P .

Gaya horizontal C_{right} dan vertikal R_{bottom} dapat dihitung berdasarkan kesetimbangan gaya. Jarak x_R diambil sama dengan lokasi resultan gaya tekan beton (C_c) dari analisis penampang kolom. He et al. (2024) mengasumsikan $\mu = 0,5$ di dasar kolom dan $\mu = 0,8$ hingga 1,4 di sisi samping kolom. Metode *strut-and-tie* dapat digunakan untuk menentukan detail tulangan pada komponen *socket* dengan lebih baik, seperti yang dilakukan oleh He et al. (2024).



(a) Model BCA (2001)

(b) Model Osanai et al. (1994)

Gambar 1. Distribusi gaya *socket foundation* (BCA, 2001; He et al., 2024)

Pipa baja diisi beton

Pipa baja diisi beton didesain berdasarkan AISC 360-22 (AISC, 2022) *Chapter I*. Untuk penampang kompak, kekuatan aksial dan lentur desain pipa baja yang diisi beton dapat ditentukan dengan metode distribusi tegangan plastis. Persamaan-persamaan yang diberikan Geschwindner (2010) dapat digunakan untuk membuat diagram interaksi aksial-lentur. Untuk memperoleh penampang kompak, tebal pipa baja (t) harus memenuhi pertidaksamaan berikut:

$$t \geq D \left(\frac{F_y}{0,09 E_s} \right) \quad (2)$$

dengan F_y = tegangan leleh pipa dan E_s = modulus elastisitas baja = 200 GPa. Untuk pipa baja yang diisi beton, faktor reduksi kekuatan (ϕ) diambil sebesar 0,9 untuk lentur dan 0,75 untuk aksial tekan. Dengan mengabaikan peningkatan kontribusi beton pada kekuatan geser, kekuatan geser desain pipa baja yang diisi beton ($\phi_v V_n$) dapat dihitung sebagai berikut:

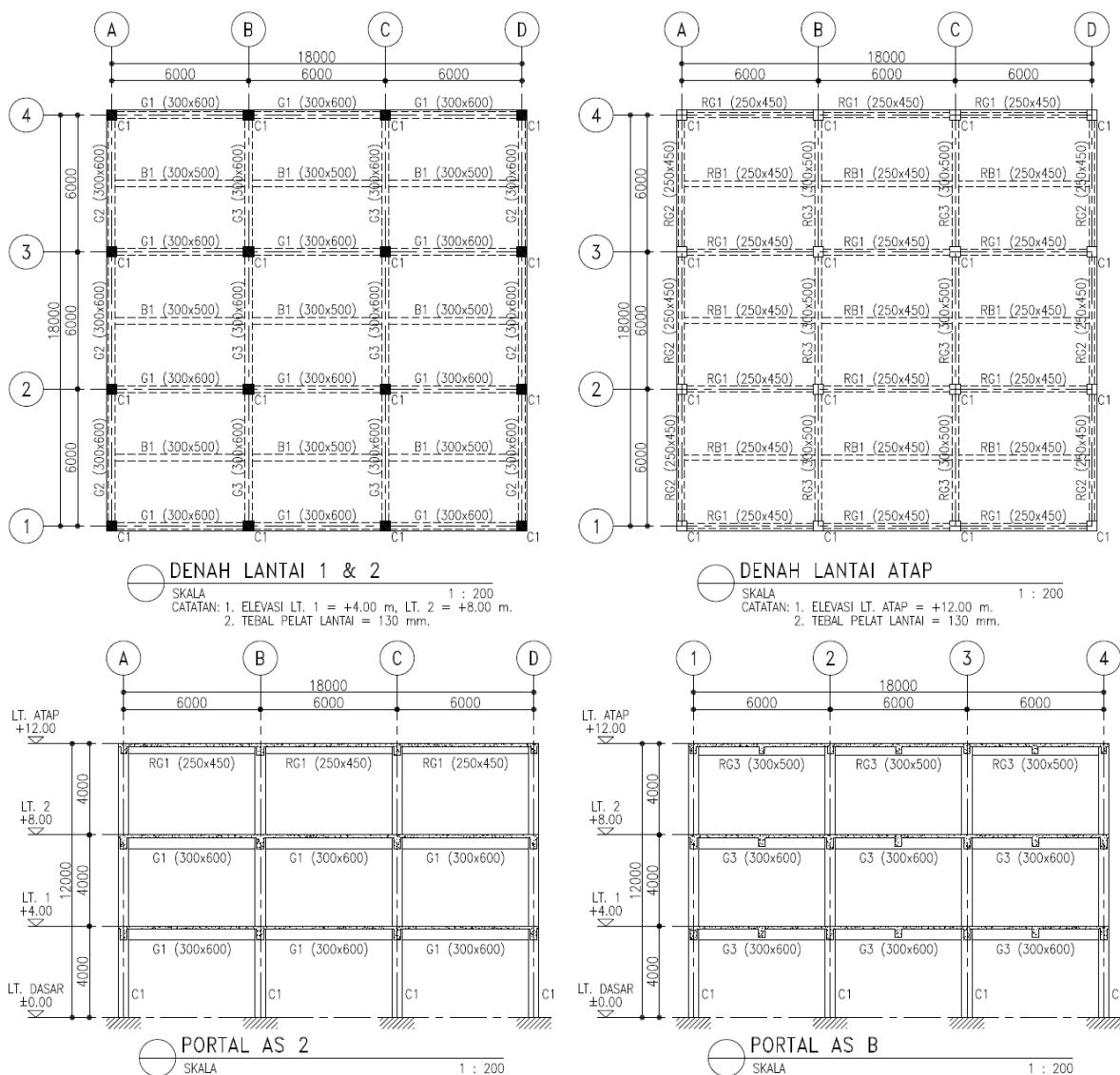
$$\phi_v V_n = 0,9 \left[0,6 F_y \left(\frac{2A_s}{\pi} \right) + 0,06 A_c (f'_c)^{0,5} \right] \quad (3)$$

dengan A_s = luas pipa baja dan A_c = luas beton di dalam pipa.

METODE PENELITIAN

Data struktur bangunan rendah yang ditinjau dalam penelitian ini ditunjukkan pada Gambar 2 dan 3. Bangunan direncanakan berlokasi di Jakarta dengan kelas situs SE (tanah

lunak) dan berfungsi sebagai kantor. Struktur ini didesain berdasarkan ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019), ASCE 7-16 (ASCE, 2016), dan SNI 1726:2019 (Badan Standardisasi Nasional, 2019), dengan sistem rangka momen khusus beton pracetak. Sambungan kolom-ke-kolom yang ditinjau direncanakan berada di antara lantai 1 dan lantai 2 (lihat Gambar 3). Semua sambungan lainnya dianggap merupakan sambungan emulasi monolitik. Seluruh komponen struktur terbuat dari beton dengan $f'_c = 35$ MPa dan tulangan baja BJTS-420B ($f_y = f_{yt} = 420$ MPa).



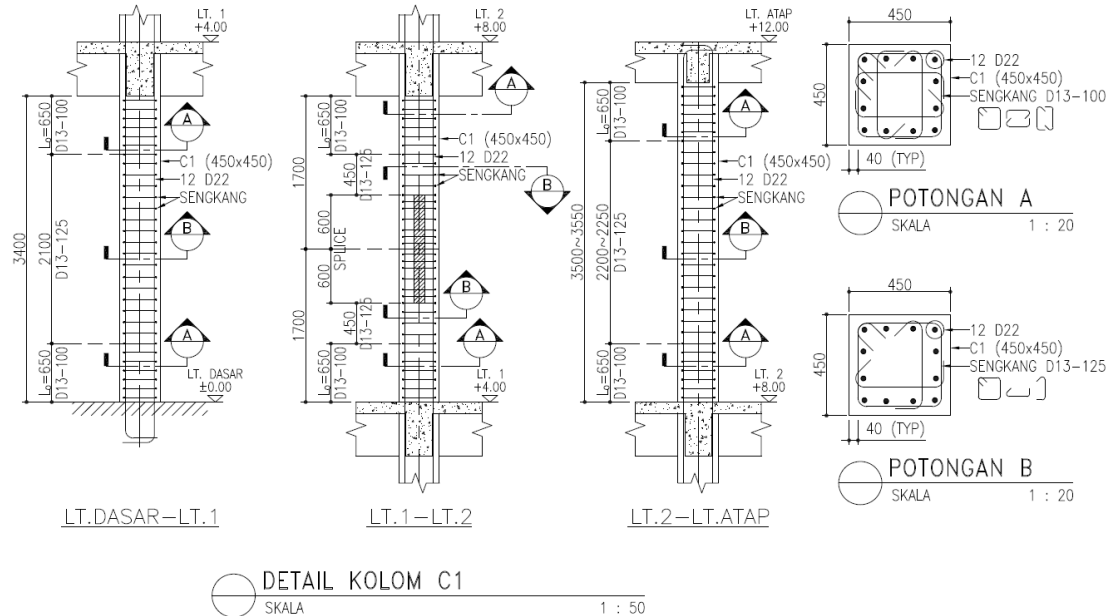
Gambar 2. Data struktur bangunan rendah yang ditinjau

Struktur bangunan dimodelkan dalam program MIDAS GEN v2020. Pengaruh struktur bawah tidak ditinjau dan kolom dianggap terjepit di dasar bangunan. Pelat lantai dianggap bekerja

dalam 1 arah dan monolit dengan balok, sehingga inersia bruto balok T dan L diambil sebesar $1,32I_g$ sesuai dengan ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019) Pasal 6.3.2.1, dengan $I_g =$

inersia balok atau kolom dengan penampang persegi panjang. Kekakuan efektif diambil sebesar $0,7I_g$ untuk kolom dan $0,35 \times 1,32I_g = 0,46I_g$ untuk balok. Kekakuan torsi balok

diabaikan dan diafragma dianggap kaku. *Rigid end offset* diambil sebesar 1 untuk kolom dan 0 untuk balok.



Gambar 3. Detail tulangan kolom C1

Massa jenis beton diambil sebesar 2400 kg/m^3 . Beban mati tambahan sebesar $1,45 \text{ kPa}$ dianggap bekerja pada semua lantai. Lantai 1 dan 2 berfungsi sebagai kantor dengan beban hidup sebesar $2,4 \text{ kPa}$ dan $0,72 \text{ kPa}$ untuk partisi. Beban hidup atap pada lantai atap diambil sebesar $0,96 \text{ kPa}$. Pada balok-balok perimeter lantai 1 dan 2, dianggap bekerja beban dinding sebesar $2,3 \text{ kN/m}^2 \times \text{tinggi bersih lantai}$. Beban angin tidak ditinjau. Seluruh beban mati dan $2/3$ beban hidup partisi diperhitungkan sebagai berat seismik efektif.

Beban gempa ditentukan dengan prosedur gaya lateral ekuivalen. Parameter respon spektrum diambil sebesar $S_s = 0,7806g$, $S_1 = 0,3823g$, $T_L = 20 \text{ s}$, $S_{DS} = 0,664g$, dan $S_{D1} = 0,63g$ (PuSGeN, 2021). Struktur didesain dengan Kategori Risiko II, faktor keutamaan gempa (I_e) = 1, dan Kategori Desain Seismik D. Berdasarkan analisis *modal*, diperoleh periode fundamental struktur sebesar $0,73 \text{ s}$ di arah X dan $0,72 \text{ s}$ di arah Y. Untuk rangka momen khusus beton pracetak, diambil faktor modifikasi respon (R) = 8, faktor kuat lebih (Ω_0) = 3, dan faktor amplifikasi defleksi (C_d) = 5,5 (ASCE, 2016). Karena periode fundamental struktur lebih dari $C_u T_a = 0,61 \text{ s}$, maka periode (T) yang digunakan adalah $0,61 \text{ s}$. Berdasarkan data-data

tersebut, diperoleh koefisien geser dasar (C_s) = $0,083$ dan $k = 1,055$.

Analisis lebih lanjut menunjukkan struktur tidak memiliki ketidakberaturan horizontal maupun vertikal dan faktor redundansi (ρ) = 1 bisa digunakan. Untuk analisis dan desain, digunakan kombinasi pembebanan LRFD sesuai dengan SNI 1726:2019 (Badan Standardisasi Nasional, 2019) Pasal 4.2.2. Faktor beban hidup diambil sebesar $0,5$ sesuai dengan pasal tersebut. Reduksi beban hidup tidak ditinjau. Kombinasi ortogonal dan torsi tak terduga tidak ditinjau dalam desain. Detail tulangan kolom dan balok yang digunakan dapat dilihat pada Gambar 3 dan Tabel 1. Tulangan atas dan bawah pelat lantai sebesar $D10-200$ diperhitungkan dalam pengecekan SCWB (*strong column-weak beam*).

Sambungan *mortise-tenon* kolom-ke-kolom yang ditinjau terdiri dari kolom bawah dengan komponen *tenon* dan kolom atas dengan komponen *mortise*, seperti yang ditunjukkan pada Gambar 4. Pipa baja berukuran $\text{Ø}130 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ dicor bersamaan dengan kolom bawah dan bertindak sebagai *tenon*. Panjang pipa di atas dan di bawah ujung atas kolom bawah diambil sebesar 600 mm . Pipa diisi dengan beton ($f'_c = 35 \text{ MPa}$) untuk meningkatkan kekuatan dan

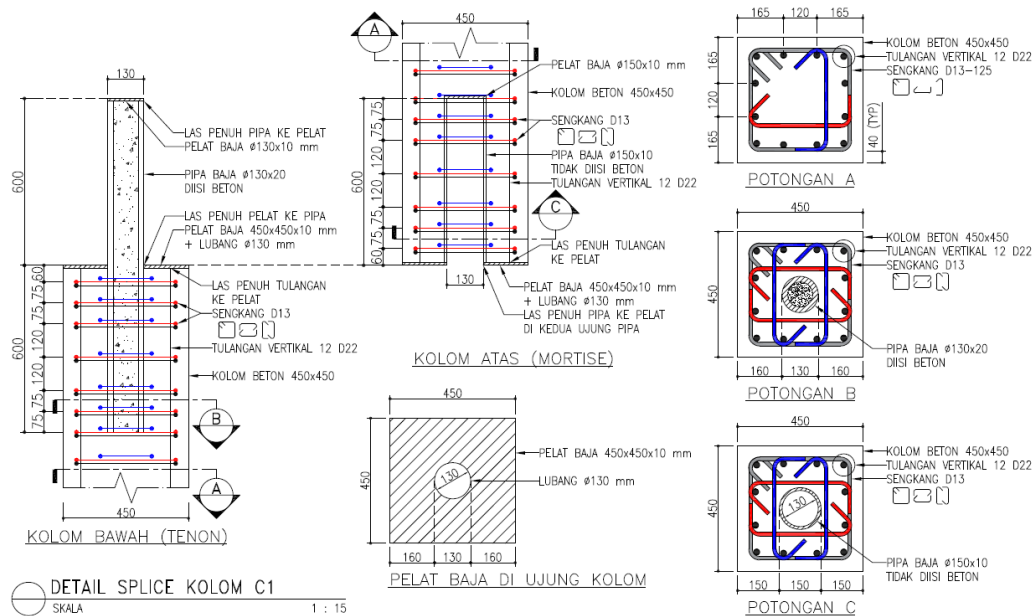
kekakuan pipa. Ujung atas pipa dilas ke pelat baja setebal 10 mm untuk memperkuat ujung pipa. Pelat baja berlubang dengan tebal 10 mm juga dipasang di ujung kolom bawah dan dilas ke pipa baja.

Lubang dengan ukuran yang sesuai dengan ukuran *tenon* dibuat pada ujung kolom atas dan bertindak sebagai *mortise*. Pipa baja berukuran $\varnothing 150 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ ditanam ke ujung kolom atas

untuk memperkuat lubang *mortise*. Ujung atas dan bawah pipa *mortise* dilas ke pelat baja setebal 10 mm. Semua tulangan longitudinal kolom dilas ke pelat baja di ujung kolom. Pipa $\varnothing 130 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ terbuat dari baja dengan $F_y = 550 \text{ MPa}$. Semua pelat dan pipa baja lainnya terbuat dari baja dengan $F_y = 240 \text{ MPa}$ dan $F_u = 370 \text{ MPa}$. Semua las merupakan las penuh dengan las E70-XX.

Tabel 1. Detail tulangan balok

Tipe Balok	Lebar $\times$ Tinggi (mm $\times$ mm)	Lokasi	Tulangan			
			Atas	Bawah	Samping (total 2 sisi)	Sengkan
G1	300 $\times$ 600	End	4 D16	3 D16	2 D10	D10- 90
		Middle	3 D16	3 D16		D10-200
G2	300 $\times$ 600	End	6 D16	3 D16		1,5D10-80
		Middle	3 D16	3 D16	4 D13	D10-100
G3	300 $\times$ 600	End	6 D16	3 D16		D10-90
		Middle	3 D16	5 D16	2 D10	D10-200
RG1	250 $\times$ 450	End	2 D16	2 D16	2 D10	D10-90
		Middle	2 D16	2 D16		D10-175
RG2	250 $\times$ 450	End	4 D16	2 D16		D10-80
		Middle	2 D16	3 D16	2 D13	D10-125
RG3	300 $\times$ 500	End	5 D16	3 D16	2 D10	D10- 90
		Middle	3 D16	4 D16		D10-200



Gambar 4. Detail sambungan kolom-ke-kolom C1

Sambungan kolom-ke-kolom ini didesain berdasarkan gaya aksial (P_u) dengan Ω_0 , serta gaya geser (V_u) dan momen lentur (M_u) yang ditentukan dengan 3 cara. Pertama, V_u dan M_u ditentukan berdasarkan kombinasi pembebanan LRFD dengan Ω_0 . Kedua, V_u dan M_u ditentukan

dengan mengasumsikan terbentuknya sendi plastis di ujung-ujung balok yang merangka ke *joint* di ujung atas dan bawah kolom. Asumsi ini sama seperti cara penentuan gaya geser kolom pada ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019). Ketiga, V_u dan M_u ditentukan dengan menga-

sumsikan terbentuknya sendi plastis di ujung-ujung balok yang merangka ke salah satu *joint* di ujung atas atau bawah kolom dan momen lentur = 0 di ujung kolom yang lain. Cara ini digunakan untuk memperhitungkan pembentukan sendi plastis yang terjadi secara bertahap. Dalam penelitian ini, pengaruh gaya geser dan momen lentur biaksial tidak ditinjau.

HASIL DAN PEMBAHASAN

Dalam penelitian ini, modifikasi dari model Osanai et al. (1996) digunakan untuk analisis dan desain sambungan *mortise-tenon* kolom-ke-kolom yang ditinjau. Modifikasi diperlukan untuk memperhitungkan gaya vertikal C_T yang muncul di ujung kolom. Gaya dan momen pada sambungan ditransfer melalui mekanisme tumpu dan friksi seperti pada Gambar 5. Dengan mendefinisikan rasio resultan gaya vertikal di dasar pipa (C_B) dan di ujung kolom (C_T) sebagai α , besar C_T dapat dihitung dengan:

$$C_T = \frac{P_u - \mu_1 V_u}{1 + \alpha - \mu_1(\mu_2 - \mu_3 \alpha)} \quad (4)$$

dengan μ_1 , μ_2 , dan μ_3 = koefisien friksi di sepanjang pipa, di ujung kolom, dan di dasar pipa. Setelah C_T diperoleh, C_B dapat dihitung dengan:

$$C_B = \alpha C_T \quad (5)$$

Besar gaya geser yang harus dipikul gaya tumpu horizontal C_L dan C_R adalah:

$$V' = V_u - \mu_2 C_T + \mu_3 C_B \quad (6)$$

dan besar momen lentur yang harus dipikul gaya tumpu horizontal C_L dan C_R adalah:

$$M' = M_u - C_T x_T - C_B (x_B + \mu_3 L) \quad (7)$$

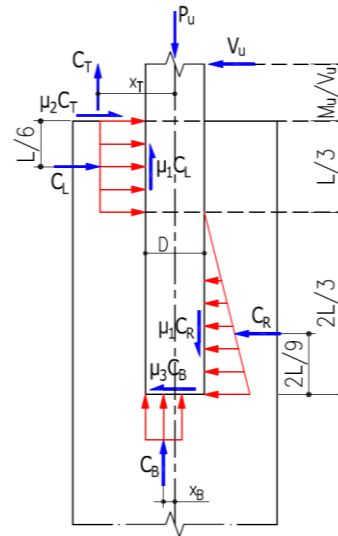
dengan x_T dan x_B = lokasi resultan C_T dan C_B dari tengah kolom. Berdasarkan keseimbangan gaya dan momen, besar resultan gaya tumpu horizontal di dekat ujung kolom (C_L) dapat dihitung dengan:

$$C_L = \frac{M' + V' \left(\frac{1}{2} \mu_1 D + \frac{7}{9} L \right)}{\mu_1 D + \frac{11}{18} L} \quad (8)$$

dan besar resultan gaya tumpu horizontal di dekat dasar pipa (C_R) dapat dihitung dengan:

$$C_R = \frac{M' - V' \left(\frac{1}{2} \mu_1 D - \frac{1}{6} L \right)}{\mu_1 D + \frac{11}{18} L} \quad (9)$$

dengan D = diameter luar pipa dan L = panjang penanaman pipa.



Gambar 5. Gaya tumpu dan friksi pada sambungan kolom-ke-kolom

Tegangan tumpu yang terjadi harus tidak lebih dari kekuatan tumpu desain (ϕB_n) sebesar $0,65(0,85f'_c)$ sesuai dengan ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019). Tegangan tumpu horizontal maksimum dapat diperoleh dengan membagi gaya tumpu horizontal dengan $DL/3$. Luas sengkang yang diperlukan di sekitar lokasi C_L dan C_R diperoleh dengan membagi gaya tumpu horizontal dengan $0,75f_{yt}$ sesuai dengan ACI 318M-19 (ACI Committee 318, 2019). Pipa baja diisi beton yang bertindak sebagai *tenon* didesain agar memiliki penampang kompak sesuai dengan AISC 360-22 (AISC, 2022). Pipa baja tersebut juga harus mampu memikul gaya dan momen yang timbul dengan menganggap pipa terjepit di ujung atas kolom bawah.

Contoh penerapan prosedur desain sambungan tersebut diberikan pada Tabel 2 untuk kolom di pertemuan as B dan as 2. Gaya P_u untuk Case 2 dan 3 diambil yang paling kritis dari kombinasi $(0,9 - 0,2S_{DS})D + \Omega_0 Q_E$ dan $(1,2 + 0,2S_{DS})D + 0,5L + \Omega_0 Q_E$. Untuk Case 1, hanya

kombinasi P_u , V_u , dan M_u paling kritis yang ditampilkan. Dalam perhitungan ini, koefisien friksi baja-ke-baja diabaikan ($\mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = 0$). Perbandingan gaya C_T dan C_B dianggap sama seperti perbandingan kekuatan tekan murni tiap komponen, sehingga koefisien α dihitung sebagai berikut:

Tabel 2. Ringkasan perhitungan sambungan *mortise-tenon* untuk kolom di pertemuan as B dan 2

Parameter	Case 1	Case 2	Case 3
Gaya aksial, P_u (kN)	654,25	335,81	335,81
Gaya geser, V_u (kN)	129,89	141,76	70,88
Momen lentur, M_u (kNm)	10,11	0	120,50
Gaya tumpu vertikal, C_T (kN)	424,84	218,06	218,06
Gaya tumpu vertikal, C_B (kN)	229,41	117,75	117,75
Jarak C_T dari tengah kolom, x_T (mm)	0	0	0
Jarak C_B dari tengah kolom, x_B (mm)	16,82	18,51	18,51
Gaya tumpu horizontal, C_L (kN)	182,36	174,48	412,90
Gaya tumpu horizontal, C_R (kN)	52,47	32,72	342,02
Tegangan tumpu horizontal, f_{cL} (MPa)	7,01	6,71	15,88
Tegangan tumpu horizontal, f_{cR} (MPa)	2,02	1,26	13,15
D/C ratio tegangan tumpu, $f_{c,max}/(\phi B_n)$	0,36	0,35	0,82
Luas sengkang perlu, A_{sL} (mm ²)	579	554	1311
Luas sengkang perlu, A_{sR} (mm ²)	167	104	1086
Rasio luas sengkang perlu dan tersedia	0,36	0,35	0,82
Geser maksimum pada <i>tenon</i> , V_{Tu} (kN)	129,89	141,76	342,02
D/C ratio geser <i>tenon</i> , $V_{Tu}/(\phi_v V_n)$	0,10	0,11	0,26
Momen maksimum pada <i>tenon</i> , M_{Tu} (kNm)	19,36	11,52	121,72
Kapasitas lentur <i>tenon</i> , ϕM_n (kNm)	122,54	122,90	122,90
D/C ratio lentur <i>tenon</i> , $M_{Tu}/(\phi M_n)$	0,16	0,09	0,99

$$\alpha = \frac{F_y A_s + 0,95 f'_c A_c}{f_y A_{sr} + 0,85 f'_c A'_c} = \frac{550 \times 6911,5 + 0,95 \times 35 \times 6361,7}{420 \times 4561,6 + 0,85 \times 35 \times 184.665} = 0,54$$

dengan

$$A_c = \text{luas beton di dalam pipa} = \pi h^2/4 = \pi (90)^2/4 = 6361,7 \text{ mm}^2$$

$$h = \text{diameter dalam pipa} = D - 2t = 130 - 2(20) = 90 \text{ mm}$$

$$A_s = \text{luas pipa baja} = \pi(D^2 - h^2)/4 = \pi (130^2 - 90^2)/4 = 6911,5 \text{ mm}^2$$

$$A_{sr} = \text{luas tulangan longitudinal kolom} = 12 \times \pi (22)^2/4 = 4561,6 \text{ mm}^2$$

$$A'_c = \text{luas beton di luar pipa} = A_g - A_{st} - \pi D^2/4 = 450^2 - 4561,6 - \pi (130)^2/4 = 184.665 \text{ mm}^2$$

Berdasarkan rekomendasi Osanai et al. (1996), gaya C_B dianggap terletak di lokasi resultan gaya tekan beton dari analisis kekuatan lentur (ϕM_n) pipa baja diisi beton yang diberi gaya tekan sebesar C_B/ϕ dengan $\phi = 0,75$. Distribusi tegangan plastis sesuai AISC 360-22 (AISC, 2022) digunakan dalam penentuan x_B dan ϕM_n . Secara konservatif, eksentrisitas gaya C_T diabaikan, sehingga $x_T = 0$. Gaya C_T , C_B , C_L , dan C_R ditentukan berdasarkan Persamaan (4) sampai dengan (9).

Untuk *Case 2* dan *3*, gaya aksial sebesar $C_B/\phi = 157 \text{ kN}$ diperoleh ketika luas daerah tekan lebih dari luas daerah tarik dan garis netral plastis (PNA) ada di 1,0902 mm dari tengah pipa. Dengan menggunakan distribusi tegangan plastis, dapat diperoleh kekuatan momen lentur nominal (M_n) sebesar 136,56 kNm. Pada kondisi ini, resultan gaya tekan beton sebesar 109,03 kN diperoleh pada jarak (x_B) = 18,51 mm dari tengah pipa.

Tabel 2 menunjukkan bahwa *Case 3* merupakan kasus beban yang paling kritis untuk sambungan ini. Untuk kasus yang ditinjau, tegangan tumpu horizontal dan luas sengkang perlu akan ditentukan oleh gaya tumpu horizontal C_L . Tegangan tumpu maksimum untuk *Case 3* dicek sebagai berikut:

$$f_{cL} = \frac{3C_L}{DL} = \frac{3 \times 412,90 \times 10^3}{130 \times 600} = 15,88 \text{ MPa}$$

$$\phi B_n = 0,65(0,85f'_c) = 0,65(0,85 \times 35)$$

$$= 19,34 \text{ MPa} > f_{cL} = 15,88 \text{ MPa (OK)}$$

Di sekitar C_L dan C_R , tersedia sengkang dengan total $3 \times (4 \text{ D13})$, atau setara dengan 1593 mm². Sengkang yang diperlukan untuk *Case 3* dicek sebagai berikut:

$$A_{sL} = \frac{C_L}{0,75f_{yt}} = \frac{412,90 \times 10^3}{0,75 \times 420} = 1311 \text{ mm}^2 < 1593 \text{ mm}^2 \text{ (OK)}$$

Berdasarkan Persamaan (2), tebal pipa *tenon* minimum untuk penampang kompak adalah 4 mm. Karena tebal pipa yang digunakan (t) = 20 mm, maka penampang pipa *tenon* tergolong penampang kompak. Berdasarkan Persamaan (3), pipa *tenon* memiliki kekuatan geser desain ($\phi_v V_n$) sebesar 1309 kN. Gaya geser maksimum (V_{Tu}) yang harus dipikul pipa *tenon* adalah yang terbesar dari V_u dan C_R . Momen maksimum (M_{Tu}) pada pipa *tenon* terjadi di $L/3 - x_m$ dari ujung atas kolom bawah. Untuk *Case 3*, x_m dan M_{Tu} dapat dihitung sebagai berikut:

$$x_m = \frac{C_R L}{3C_L} = \frac{342,02 \times 600}{3 \times 412,9} = 165,67 \text{ mm}$$

$$M_{Tu} = C_R \left(\frac{4}{9} L + x_m \right) + C_B x_B - \frac{3C_L}{2L} (x_m)^2 = 342,02 \left(\frac{4}{9} \times 600 + 165,67 \right) + 117,75 \times 18,51 - \frac{3 \times 412,9}{2 \times 600} (165,67)^2$$

$$M_{Tu} = 121,72 \times 10^6 \text{ Nm} = 121,72 \text{ kNm}$$

Kekuatan lentur nominal pipa *tenon* diambil dari analisis penampang dengan tegangan plastis yang telah dilakukan ketika menentukan nilai x_B . Kekuatan lentur desain dihitung sebagai berikut:

$$\phi M_n = 0,9M_n = 0,9 \times 136,56 = 122,9 \text{ kNm} > M_{Tu} = 121,72 \text{ kNm (OK)}$$

Berdasarkan Tabel 2, dapat dilihat bahwa meskipun *Case 2* memiliki V_u terbesar, tegangan tumpu horizontal dan luas sengkang perlu yang diperoleh lebih kecil dibandingkan *Case 1* dan *3*. Selain itu, dapat dilihat bahwa *Case 3* dengan M_u terbesar dan V_u terkecil menghasilkan tegangan tumpu horizontal dan luas sengkang perlu yang paling besar. Hal ini menunjukkan bahwa momen lentur (M_u) jauh lebih berpengaruh dibandingkan gaya geser (V_u).

Untuk kasus desain yang ditinjau, desain sambungan cukup dilakukan berdasarkan gaya dalam dari *Case 3*. Perlu diperhatikan bahwa, dalam penelitian ini, aksi lentur biaksial diabaikan dalam desain dan besar M_u dan V_u pada *Case 3* didasarkan pada pembentukan sendi plastis balok di salah satu ujung kolom. Jika sendi plastis dapat terbentuk pada ujung kolom (misalnya di dasar kolom), maka gaya desain sambungan yang timbul dari pembentukan sendi plastis di ujung kolom tersebut juga harus ditinjau. Analisis nonlinear juga dapat dilakukan untuk memperoleh M_u dan V_u untuk desain sambungan.

Berdasarkan *demand/capacity (D/C) ratio* pada Tabel 2, kegagalan sambungan akan terjadi pertama kali pada sengkang di sekitar ujung kolom untuk *Case 1* dan 2, dilanjutkan oleh kegagalan tumpu beton di lokasi yang sama. Untuk *Case 3*, kegagalan lentur pipa baja yang diisi beton akan terjadi pertama kali, sebelum kegagalan tumpu dan sengkang yang bersifat lebih getas dibandingkan kegagalan lentur pipa.

KESIMPULAN

Penelitian ini memberikan prosedur desain rasional untuk sambungan *mortise-tenon* kolom-ke-kolom beton pracetak dengan pipa baja diisi beton. Persamaan-persamaan untuk memperoleh reaksi pada sambungan telah dikembangkan berdasarkan model Osanai et al. (1996). Namun, masih diperlukan pengujian untuk menentukan koefisien friksi dan distribusi tegangan vertikal (C_T dan C_B). Kombinasi V_u dan M_u paling kritis untuk desain sambungan ini diperoleh dengan mengasumsikan terbentuknya sendi plastis pada balok di salah satu ujung kolom dan momen nol di ujung lainnya.

Pada studi kasus yang telah dilakukan, diperlukan pipa $\varnothing 130 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ dengan $F_y = 550 \text{ MPa}$ dan panjang penanaman 600 mm pada kolom $450 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$. Penggunaan baja mutu tinggi untuk pipa *tenon* diperlukan untuk memperoleh diameter pipa yang relatif kecil dibandingkan ukuran kolom beton pracetak. Pada kondisi beban yang paling kritis (*Case 3*), kegagalan sambungan terjadi pada pipa *tenon* sebelum kegagalan beton dan sengkang. Analisis elemen hingga sambungan masih perlu dilakukan sebelum uji eksperimental untuk

mengonfirmasi prosedur desain yang telah dikembangkan.

UCAPAN TERIMA KASIH

Penulis mengucapkan terima kasih atas bantuan Direktorat Riset, Teknologi, dan Pengabdian kepada Masyarakat, Direktorat Jenderal Pendidikan Tinggi, Riset, dan Teknologi, Kementerian Pendidikan, Kebudayaan, Riset, dan Teknologi Republik Indonesia dalam Program Penelitian BIMA 2024 dengan nomor kontrak 105/E5/PG.02.00.PL/2024, 829/LL3/AL.04/2024, dan 0622-Int-KLPPM/UNTAR/VI/2024.

DAFTAR PUSTAKA

- ACI Committee 318. (2019). *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318M-19)*. ACI, Farmington Hills, MI.
- ACI Committee 374. (2014). *Acceptance Criteria for Moment Frame Based on Structural Testing and Commentary (ACI 374.1-05) Reapproved 2014*. ACI, Farmington Hills, MI.
- AISC. (2022). *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-22)*. AISC, USA.
- ASCE. (2016). *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures (ASCE/SEI 7-16)*. ASCE, Reston, VA.
- Badan Standardisasi Nasional. (2012). *Metode Uji dan Kriteria Penerimaan Sistem Struktur Rangka Pemikul Momen Beton Bertulang Pracetak untuk Bangunan Gedung (SNI 7834:2012)*. BSN, Jakarta.
- Badan Standardisasi Nasional. (2019). *Tata Cara Perencanaan Ketahanan Gempa untuk Struktur Bangunan Gedung dan Nongedung (SNI 1726:2019)*. BSN, Jakarta.
- BCA. (2001). *The Structural Precast Concrete Handbook (Edisi 2)*. Building and Construction Authority.
- Ding, T., Xiao, J., Chen, E., & Khan, A. R. (2020). *Experimental Study of the Seismic Performance of Concrete Beam-Column Frame Joints with DfD Connections*. Journal of Structural Engineering, Vol. 146, No. 4, 04020036.

- [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002576](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002576)
- fib Commission 7. (2003). *Seismic Design of Precast Concrete Building Structures (fib bulletin 27)*. International Federation for Structural Concrete, Lausanne, Switzerland.
- Geschwindner, L. F. (2010). *Discussion of Limit State Response of Composite Columns and Beam-Columns Part II: Application of Design Provisions for the 2005 AISC Specification*. Engineering Journal, Vol. 47, No. 2, pp. 131–139.
- He, H., Xu, M., & Yang, C. (2024). A Strut-and-Tie Model Approach to Design Precast Column-to-Pile Shaft Member Socket Connections against Prying-Action Failure, Journal of Bridge Engineering, Vol. 29, No. 5, 04024019. <https://doi.org/10.1061/JBENF2.BEENG-6352>
- Kurama, Y. C., Sritharan, S., Fleischman, R. B., Restrepo, J. I., Henry, R. S., Cleland, N. M., Ghosh, S. K., & Bonelli, P. (2018). *Seismic-Resistant Precast Concrete Structures - State of the Art*. Journal of Structural Engineering, Vol. 144, No. 4, 03118001. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001972](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001972)
- Liu, J., Yu, D., Ding, K., & Liu, Y. (2023). *Seismic Performance of a New Assembled Bolt Connected Concrete Beam-Column Joint: Experimental Test and Finite Element Modelling*. Applied Sciences, Vol. 13, No. 1, 73. <https://doi.org/10.3390/app13010073>
- Ma, H., Luan, X., Li, Z., Cui, H., Wang, W., & Song J. (2019): *Seismic Performance of Damaged Dovetail Joints with Different Damaged Degrees in Timber Frames*, Advances in Civil Engineering, Vol. 2019, 7238217. <https://doi.org/10.1155/2019/7238217>
- Nzabonimpa, J. D. & Hong, W. K. (2019). *Experimental and Nonlinear Numerical Analysis of Precast Concrete Column Splices with High-Yield Metal Plates*, Journal of Structural Engineering, Vol. 145, 04018254. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002233](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002233)
- Osanai, Y., Watanabe, F., & Okamoto, S. (1996). *Stress Transfer Mechanism of Socket Base Connections with Precast Concrete Columns*, ACI Structural Journal, Vol. 93, No. 3, pp. 266–276. <https://doi.org/10.14359/9686>
- Prasetya, D. K. & Tavio (2022). *Innovative Bolted-Steel Box for Seismic-Resistant Dry-Precast Concrete Beam-Column Connection*. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, Vol. 1116, 012012. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1116/1/012012>
- PuSGeN. (2021). *Aplikasi spektrum respons desain Indonesia 2021*. [Online] Available at: <https://rsa.ciptakarya.pu.go.id/2021/index.php?pga=0.3727&ss=0.7806&s1=0.3823&tl=20&kelas=5&range=6#grafik> [Accessed: 20 September 2024]
- Wang, J., Zhang, W., & Zhang, C. (2024). *The Cyclic Performance and Macro-Simplified Analytical Model of Internal Joints in RC-Assembled Frame Structures Connected by Unbonded Prestressed Strands and Mortise-Tenon Based on Numerical Studies*. Buildings, Vol. 14, No. 6, 1629. <https://doi.org/10.3390/buildings14061629>
- Wang, Z., Feng, D. C., & Wu, G. (2022). *Experimental Study on Seismic Behavior of Precast Bolt-Connected Steel-Members End-Embedded Concrete (PBSEC) Beam-Column Connections*. Buildings, Vol. 2022, No. 12, 1652. <https://doi.org/10.3390/buildings12101652>
- Wong, R. W. M. & Loo, B. P. Y. (2022). *Sustainability Implications of Using Precast Concrete in Construction: An In-Depth Project-level Analysis Spanning Two Decades*. Journal of Cleaner Production, Vol. 378, 134486. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.134486>
- Yan, J. & Jiang, L (2021). *Research on the Seismic Performance of the Prefabricated Reinforced Concrete Column with Steel Mortise and Tenon Connections*. Advances

in Civil Engineering, Vol. 2021, 6675231.
<https://doi.org/10.1155/2021/6675231>

Zhu, Z., Wu, F., dan Hao, J. (2023). *Mechanical Behavior of a Novel Precast Concrete Beam-Column Joint using the Mortise-Tenon Connection*. Sustainability, Vol. 15, No. 19, 14586.
<https://doi.org/10.3390/su151914586>