Numerische Berechnung der Schallabstrahlung eines Seitenkanalverdichters basierend auf Oberflächenschnelledaten aus Laser-Vibrometermessungen

Sven Münsterjohann[1], Till Heinemann[1], Eugen Biegler[2], Stefan Becker[1]
[1] *Lehrstuhl für Prozessmaschinen und Anlagentechnik, 91058 Erlangen, Deutschland, Email: ms@ipat.uni-erlangen.de*
[2] *Polytec GmbH, 76337 Waldbronn, Deutschland*

Einleitung

Die vorliegende Arbeit berechnet basierend auf der Oberflächenschnelle aus 3D-Laser-Scanning-Vibrometer-Messungen die Schallabstrahlung eines Seitenkanalverdichters, wie in Abb. 1 dargestellt.

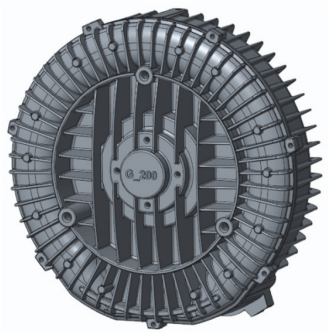

Abbildung 1: Seitenkanalverdichter

Für die Messungen wurde das 3D-Laser-Scanning-Vibrometer PSV-500-3D von Polytec in ca. 1 m Abstand platziert. Während die Deckelfläche direkt gemessen wurde, erfolgte die Erfassung der Oberflächenschnelle in radialer Richtung indirekt über Spiegel, wie in Abb. 2 und 3 zu sehen ist. Die Strukturschwingung wird auf der Frontfläche und der radialen Fläche des Seitenkanals erfasst.

Abbildung 2: Versuchsaufbau von vorne

Im ersten Schritt wird das aus den CAD-Daten vorab generierte Oberflächengitter auf die Oberfläche der Struktur projiziert (Abb. 4). Das Messgitter besteht aus 1807 Punkten mit einem Abstand von etwa 13 mm. Die Messung der Oberflächenschnelle erfolgte für zwei Betriebspunkte mit $\Delta p = 13000\,\mathrm{Pa}$ und $\Delta p = 27000\,\mathrm{Pa}$ bei einer Drehzahl von 50 Hz. Die Geschwindigkeitsinformationen wurden bei einer Abtastrate von 25 kHz für 3 s aufgenommen. Der Beginn der Messung der einzelnen Punkte wurde über einen Drehgeber mit einem Impuls pro Umdrehung festgelegt. Für die zusätzliche Möglichkeit der Triggerung wurde eine Einstrahl-Vibrometer mit einem Referenzpunkt auf der Rückseite des Seitenkanalverdichters aufgenommen (siehe Abb. 2). Die Triggerung über den Drehgeber führt zu korrekten Phasenbeziehungen der Messpunkte bei Vielfachen der Drehzahl, wie Abb. 5 und 6 zeigen.

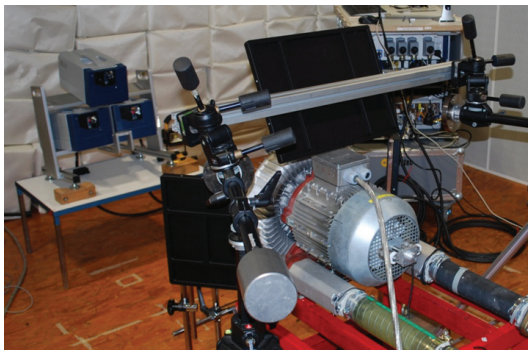

Abbildung 3: Versuchsaufbau von hinten

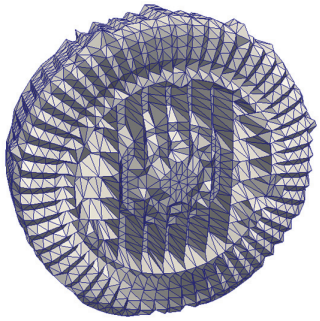

Abbildung 4: Oberflächenmessgitter mit 1807 Messpunkten

Für nicht-harmonische der Drehzahl stellen sich entsprechend falsche Phasenbeziehungen der einzelnen Messpunkte zueinander ein (Abb. 7).

Die Korrektur der Phasenbeziehung wird über zwei unterschiedliche Verfahren, beide basierend auf den Messdaten des Einstrahl-Vibrometers, untersucht. Im ersten Ansatz werden die Messdaten des Einstrahl-Vibrometers *sb* in den Frequenzbereich transformiert und für je-

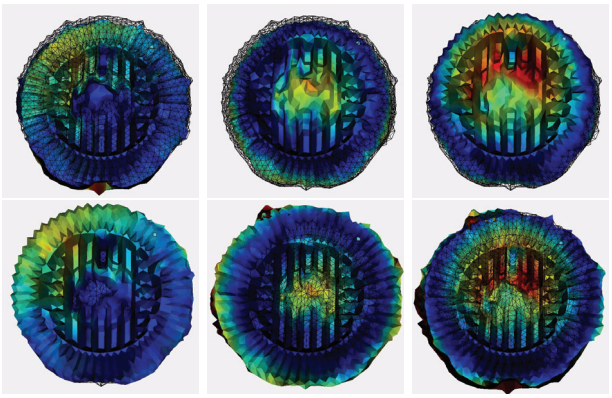

Abbildung 5: Strukturschwingung bei 150 Hz

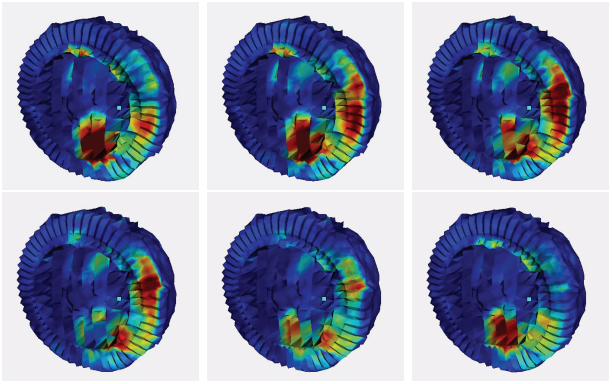

Abbildung 6: Strukturschwingung bei 1807 Hz

den Messpunkt die Phasenverschiebung (bzw. -korrektur) des Einstrahlvibrometers bezüglich eines fixen Referenzpunktes *ref* berechnet:

$$\Delta\phi_{\mathrm{corr},i}\left(f\right) = \phi_{\mathrm{sb,ref}}\left(f\right) - \phi_{\mathrm{sb},i}\left(f\right). \tag{1}$$

Die Phasenkorrektur $\Delta\phi_{\mathrm{corr},i}$ des Messpunktes i wird mit dessen frequenztransformierten Daten verrechnet und anschließend über eine inverse Fourier-Transformation wieder in den Zeitbereich überführt.

Das zweite untersuchte Verfahren berechnet den Zeitpunkt $\tau_{\mathrm{sb},i}$ der maximalen Kreuzkorrelation der Signale des Einstrahl-Vibrometers im Bereich einer maximalen

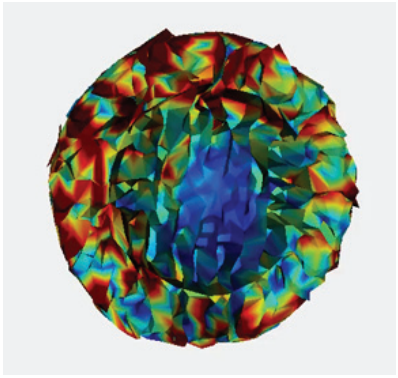

Abbildung 7: Strukturschwingung mit unkorrigierten Phasen bei 614 Hz

Signalverschiebung von $\pm 0,5\,\mathrm{s}$:

$$\max\left(R_{\mathrm{ref},i}\left(\tau\right)\right) = \max\left(\lim_{T_F\to\infty}\int_{-0.5T_F}^{0.5T_F} v_{\mathrm{sb,\ ref}}\left(t\right)\cdot v_{\mathrm{sb},i}\left(t+\Delta\tau\right)dt\right) \tag{2}$$

mit $\tau_{\mathrm{sb,i}} \in \Delta\tau = [-0,5; 0,5]\,\mathrm{s}$. Die Zeitsignale der einzelnen Messpunkte i werden dann entsprechend um $\tau_{\mathrm{sb,i}}$ verschoben. Durch die maximale mögliche Verschiebung von $\pm 0,5\,\mathrm{s}$ bleibt eine effektive Signallänge von $2\,\mathrm{s}$ für alle Messpunkte vorhanden.

Vibro-akustische Kopplung & Schallausbreitung

Die gemessene mechanische Oberflächenschnelle $\vec{v}_{\mathrm{mech}}$ und die Schallschnelle

$$\vec{v}_{\mathrm{acou}} = -\nabla\Psi \tag{3}$$

als Gradient des akustischen Potentials Ψ stimmen auf der Oberfläche der Struktur in Normalenrichtung überein (Abb. 8):

$$\vec{n}\cdot\vec{v}_{\mathrm{mech}} = \vec{n}\cdot\vec{v}_{\mathrm{acou}}. \tag{4}$$

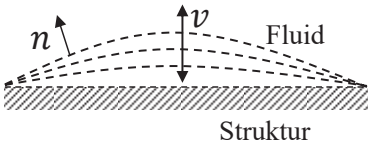

Abbildung 8: Verformung der Oberfläche mit der Oberflächenschnelle v

Mit der Wellengleichung für das akustische Potential

$$\nabla^2\Psi = \frac{1}{c^2}\frac{\partial^2\Psi}{\partial t^2} \tag{5}$$

folgt die schwache Formulierung der Wellengleichung für die Berechnung des Schallfeldes mittels der Finiten-Elemente-Methode zu [3]:

$$\int_{\Omega_f}\frac{1}{c^2}w\ddot{\Psi}d\Omega + \int_{\Omega_f}\nabla w\cdot\nabla\Psi d\Omega - \int_{\Gamma_I} w\vec{n}\cdot\vec{v}_{\mathrm{mech}}d\Gamma = 0. \tag{6}$$

Als Randbedingung dient die Oberfläche Γ_I, auf der die Schnelledaten vorliegen (Abb. 9). Abbildung 10 zeigt das für die FE-Berechnungen genutzt Volumengitter. Die Oberfläche des Seitenkanalverdichters ist umgeben von einem Tetraedergitter, welches schließlich über Pyramidenzellen in ein Hexaedergitter überführt wurde. Das Gitter besteht aus insgesamt 2,7 Mio. Zellen mit einer Elementgröße von 10 mm im strukturierten Bereich. Die FE-Simulation wird mit *CFS++* (Coupled Field Simulation) durchgeführt [3].

Als zweiter Ansatz wird ein Integralverfahren nach Ffowcs-Williams und Hawkings verwendet [1]. Im Unterschied zur FE-Methode wird hier nicht die schrittweise Ausbreitung im Raum berechnet, sondern basierend

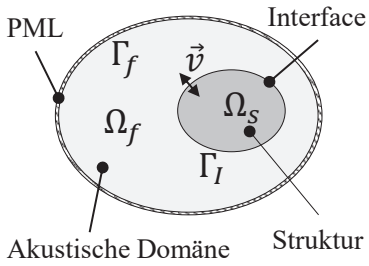

Abbildung 9: Simulationsdomänen mit der Strukturdomäne Ω_S, der Fluiddomäne Ω_f, dem Strukturrand (Interface, Randbedingung) Γ_I und dem Rand der akustischen Domäne Γ_f

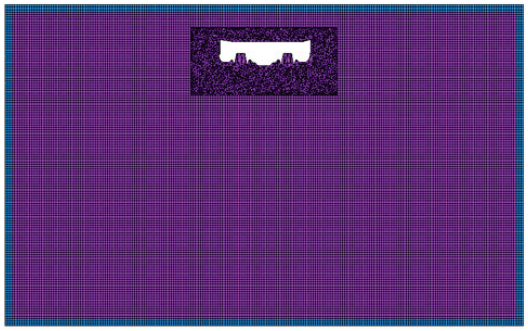

Abbildung 10: Horizontaler Schnitt durch das FEM-Gitter. Die Oberfläche des Seitenkanalverdichters ist umgeben von einem unstrukturierten Tetraeder-Gitter, dass durch Pyramidenzellen auf ein Hexaedergitter überführt und extrudiert wurde. Die Simulationsdomäne ist umgeben von einem drei Element starken Perfectly Matching Layer.

auf den Daten auf der Integrationsoberfläche der direkte Schalleintrag p' am Beobachterpunkt:

$$4\pi \left(p' H\left(f\right)\right)\left(x_j, t\right) = \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \int_{\Omega_f} \left[\frac{T_{ij} H\left(f\right)}{r|M_r - 1|}\right] d^3 n_j + \frac{\partial}{\partial t} \int_{\Gamma_I} \left[\frac{\rho\left(u_i - v_i\right) + \rho_0 v_i}{r|M_r - 1|}\right] d\Gamma_I\left(n_j\right) - \frac{\partial}{\partial x_j} \int_{\Gamma_I} \left[\frac{\rho u_j \left(u_i - v_i\right) + P_{ij} n_i}{r|M_r - 1|}\right] d\Gamma_I\left(n_j\right). \quad (7)$$

Zur Berechnung wird unser Ffowcs-Williams und Hawkings Code *SPySI* (Sound Prediction by Surface Integration) verwendet [2]. In beiden Berechnungsverfahren wird das original Oberflächengitter der Messungen verwendet, so dass keine Interpolation der Messdaten notwendig ist.

Ergebnisse

Basierend auf der FE-Berechnung lässt sich die Verteilung der substantiellen Ableitung des akustischen Potentials ($v_{\text{conv.}} = 0$)

$$p' = -\rho_0 \frac{\partial \Phi}{\partial t} \quad (8)$$

im Raum visualisieren (Abb. 11).

Sie verdeutlicht die Richtcharakteristik der Turbomaschine, die auch in Versuchen nachweisbar ist. Weiterhin wird die Wirksamkeit der PML Berandung des Rechengebiets

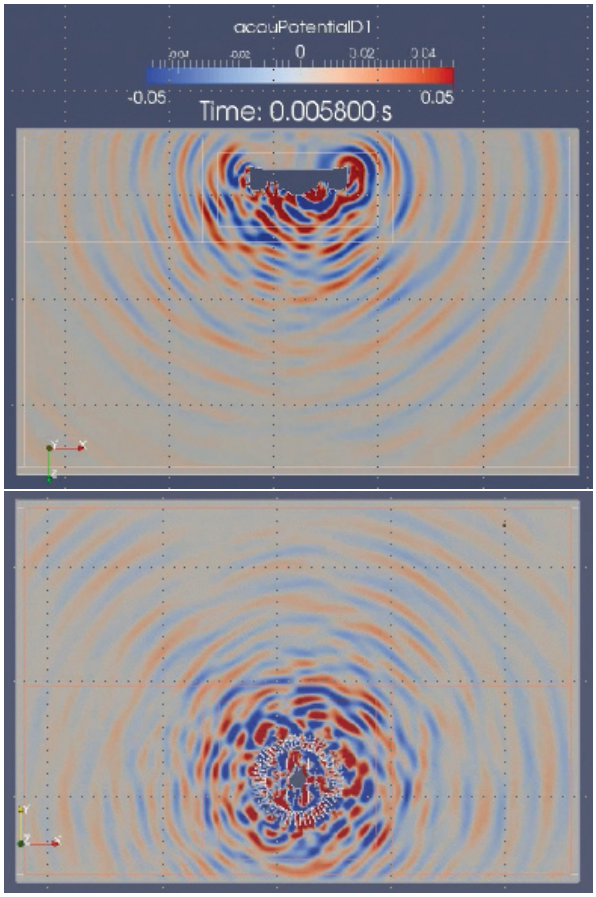

Abbildung 11: Verteilung des substantiellen Ableitung akustischen Potentials im horizontalen (oben) und vertikalen (unten) Schnitt durch das Rechengebiet.

demonstriert, da keine Reflexionen am Rand des Rechengebietes nachweisbar sind. Basierend auf beiden Berechnungsverfahren ergeben sich für den Betriebspunkt bei $\Delta p = 13000\,\text{Pa}$, die in Abb. 12 dargestellten Spektren. In gleicher Weise zeigt Abb. 13 für den Betriebspunkt bei $\Delta p = 27000\,\text{Pa}$ die akustischen Spektren. Die Spektren vergleichen die Messung an zwei Beobachterpunkten (vor (Punkt 1) und seitlich (Punkt 2) des Seitenkanalverdichters) mit den berechneten Schalldruckdaten. Im Bereich bis 4 kHz ergeben sich Abweichungen von bis zu 20 dB im Vergleich zu Messung. In diesem Frequenzbereich liegt jedoch auch eine starke Beeinflussung der Akustik durch den Motor, den Motorlüfter und die Lagerung vor, die in der Simulation nicht abgebildet werden, da die Eingangsdaten lediglich die Oberflächenschnelle des Seitenkanals umfassen. Im Bereich von 4 kHz bis 7 kHz zeigen beide Beobachterpunkte für die untersuchten Betriebspunkte gute Übereinstimmung mit den Messungen. Die Abweichungen betragen wenige dB. Die FE-Simulation bildet die Messung in diesem Frequenzbereich mit nochmals geringeren Abweichungen ab. Während am Beobachterpunkt 1 Messung und Simulation in gute Übereinstimmung bis 10 kHz sind, liegen für Beobachterpunkt 2 ab 7 kHz die Pegel der Ffowcs-Williams und Hawkings Berechnung unterhalb der Messung.

Die Spektren zeigen ebenfalls den Einfluss der Ein-

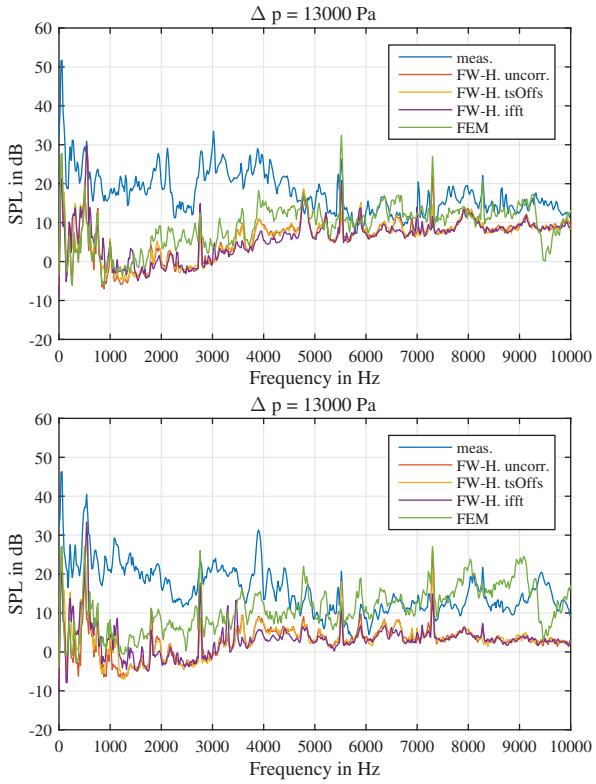

Abbildung 12: Schallimmission am Beobachterpunkt 1 (oben) und 2 (unten) für $\Delta p = 13000\,\mathrm{Pa}$

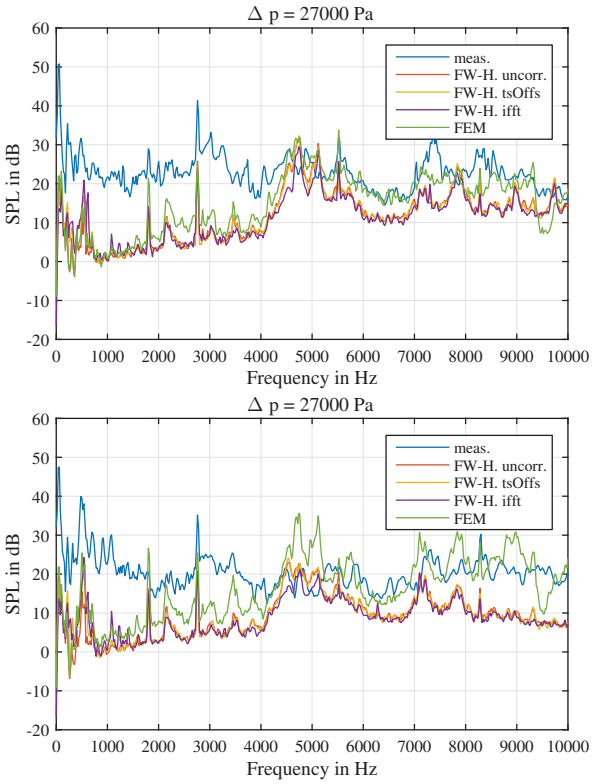

Abbildung 13: Schallimmission am Beobachterpunkt 1 (oben) und 2 (unten) für $\Delta p = 27000\,\mathrm{Pa}$

gangsdatenkorrektur anhand der Phasenkorrektur (*ifft*) und der Zeitverschiebung über die maximale Korrelation (*tsOffs*). Die korrigierten Eingangsdaten generieren sehr ähnliche Ergebnissen im Vergleich zu den unkorrigierten Daten. Der Mittelungseffekt der FFT führt zu einem leichten Absinken der Pegel insbesondere bei breitbandigen Rauschanteilen. Dominante tonale Komponenten bleiben nahezu unverändert erhalten.

Zusammenfassung

Ein Seitenkanalverdichter als Turbomaschine mit geschlossenem Gehäuse wurde herangezogen um basierend auf der Oberflächenschnelle die Schallabstrahlung zu berechnen. Hierfür wurde in einem ersten Schritt die Oberfläche des Seitenkanalverdichters mittels 3D-Laser-Scanning-Vibrometrie vermessen. Die Messdaten wurden als Eingangsparameter für die Berechnung der Schallausbreitung genutzt. Dabei kamen zwei unterschiedliche Ansätze zum Einsatz: die Lösung der Wellengleichung des akustischen Potentials auf einem Finite-Elemente-Gitter und die Schallausbreitung über das Integralverfahren nach Ffowcs-Williams und Hawkings. Die Messungen und Berechnungen wurden für zwei Betriebspunkte durchgeführt. Der Vergleich der berechneten Schallabstrahlung mit der Messung zeigt im Bereich von 4 kHz bis 7 kHz gute Übereinstimmung mit Abweichungen von wenigen dB. Der Bereich unterhalb von 4 kHz wird in der Messung von Motor- und Lagergeräuschen beeinflusst. Die zwei zusätzlich untersuchten Verfahren zur Eingangsdatenkorrektur haben einen vernachlässigbaren Effekt auf das Berechnungsergebnis. Insgesamt liegen die FE-Berechnungen bei allen Konfigurationen näher an der Messungen als die Berechnungen mittels des Ffowcs-Williams und Hawkings-Ansatzes.

Danksagung

Dank gilt der Gardner Denver Deutschland GmbH und insbesondere P. Diffo und M. Kempf für die Unterstützung bei der Durchführung dieser Arbeit.

Literatur

[1] J.E. Ffowcs-Williams and D.L. Hawkings. Sound Generation by Turbulence and Surfaces in Arbitrary Motion. *Proc. R. Soc. Lond. A*, 264(1151):321–342, 1969.

[2] T. Heinemann, C. Scheit, M. Springer, S. Müller, and S. Becker. Stationary and moving surface ffowcs williams and hawkings computations of an isolated radial impeller. In *Proceedings of FAN2012, Senlis*, 2012.

[3] M. Kaltenbacher. *Numerical Simulation of Mechatronic Sensors and Actuators. Finite Elements for Multiphysics.* Springer, 2015.